

JOURNAL
INTERNATIONAL
D'ACOUSTIQUE

sous le patronage
du Groupement des Acousticiens
de Langue Française

INTERNATIONAL
JOURNAL
ON ACOUSTICS

sponsored by the Acoustics Group
of the Physical Society
(Great Britain)

INTERNATIONALE
AKUSTISCHE
ZEITSCHRIFT

unter Mitwirkung
des Verbandes Deutscher
Physikalischer Gesellschaften

ACUSTICA

edited by

Prof. Dr. M. GRÜTZMACHER

editor-in-chief

BRAUNSCHWEIG

publié par

Dr. F. CANAC
MARSEILLE

Prof. Dr. E. G. RICHARDSON
NEWCASTLE UPON TYNE

herausgegeben von

Prof. Dr. Dr. E. MEYER
GÖTTINGEN

assisté par

assisted by

unter Mitarbeit von

Prof. W. FURRER, Bern; Prof. Dr. A. GIACOMINI, Roma; Prof. Dr. J. HOLTSMARK, Oslo;
Prof. Dr. F. INGERSLEV, København; Prof. Dr. A. VAN ITTERBEEK, Leuven; Prof. Dr. C. W. KOSTEN, Delft

Managing editor: F. RÜHMANN, Karlsruhe

S. HIRZEL VERLAG · STUTTGART

Vol. 8

1958

ACUSTICA

Vol. 8

1958

No. 1

THE SUBJECTIVE MASKING OF SHORT TIME DELAYED ECHOES BY THEIR PRIMARY SOUNDS AND THEIR CONTRIBUTION TO THE INTELLIGIBILITY OF SPEECH

by J. P. A. LOCHNER and J. F. BURGER

National Physical Research Laboratory, Council for Scientific and Industrial Research,
Pretoria, South Africa

Summary

When interpreting intelligence conveyed by speech in a room the human hearing mechanism uses two distinct procedures;

(i) it fixes direction by considering only the first pulses of direct sound and the difference in their time of arrival at the two ears; for this purpose the echoes reflected by the different room surfaces are effectively masked by the direct sound;

(ii) it interprets the message by integrating all the sound energy reaching the ears within a certain time interval; in this procedure the direct sound frequently plays a minor role, the major energy coming by way of reflections.

This article describes in Part I experiments carried out under nonreverberant conditions on the masking of single echoes by their primary sounds using speech and pulsed tones as signals. Part II gives results of articulation tests carried out to determine the integration characteristics of the hearing mechanism for speech.

Sommaire

Pour comprendre les informations transmises par la parole dans une salle, l'ouïe humaine utilise deux mécanismes différents:

I — elle détermine la direction, en ne considérant que les premières impulsions du son direct et l'écart entre les moments où elles parviennent aux deux oreilles; dans ce mécanisme, les échos réfléchis par les différentes surfaces de la pièce sont effectivement masqués par le son direct.

II — elle interprète le message en intégrant la totalité de l'énergie sonore qui frappe les oreilles pendant un certain intervalle de temps; dans ce mécanisme, le son direct ne joue souvent qu'un rôle secondaire, la majeure partie de l'énergie provenant des réflexions.

On décrit, dans une première partie de cet article, des expériences effectuées dans des conditions où il n'y avait pas de réverbération, sur l'effet de masque produit par des sons primaires (parole et impulsions utilisées comme signaux) sur leurs échos simples. Dans la seconde partie, on donne des résultats d'essais d'articulation effectués pour déterminer la caractéristique d'intégration de l'ouïe pour la parole.

Zusammenfassung

Bei der Interpretation des Informationsinhaltes eines Sprachsignals, welches in einem Raum übertragen wird, benutzt das menschliche Ohr zweierlei Mechanismen.

1. Für die Richtungslokalisierung sind nur die ersten Impulse des Direktschalls und ihre Laufzeitdifferenzen zu den beiden Ohren wesentlich. In diesem Fall werden die von den Raumbegrenzungen reflektierten Echos durch den Direktschall verdeckt.

2. Das Ohr verarbeitet die Nachricht, indem über die innerhalb eines gewissen Zeitintervalls an den Ohren eintreffende Schallenergie integriert wird. In diesem Fall spielt der Direktschall häufig eine untergeordnete Rolle, der Hauptanteil der Energie stammt aus den Reflexionen.

Im ersten Teil der Arbeit werden Experimente zur Verdeckung von Einzelechos durch ihren Primärschall beschrieben, die in einem schalltoten Raum mit Sprache und Tonimpulsen ausgeführt wurden. Im zweiten Teil werden Ergebnisse von Verständlichkeitsmessungen mitgeteilt, die zur Bestimmung der Integrationseigenschaften des Ohres für Sprache dienen.

1. Introduction

It is well known that the sound energy reaching a listener in an enclosed space consists of two parts

viz. direct sound and reflected or reverberant sound. Since the reflected sounds must of necessity travel further than the direct sounds they constitute in effect a number of echoes. In determining the direc-

tion from which the sound comes the ear apparently makes use only of the first pulse of each pulse train.

Now in a properly designed auditorium a listener is not aware of the echoes present although their energy in most cases exceeds that of the direct sound. It seems logical to deduce that the echoes are to some extent masked by their respective primary sounds.

Investigations carried out by HAAS [1] with a single artificial echo indicate that a considerable degree of masking does, in fact, take place. The degree of masking depends amongst other things on the time delay between the primary sound and echo. More recent work carried out by MEYER and SCHODDER [2] bears out the results obtained by HAAS. However, their work as well as that of MUNCEY, NICKSON and DUBOUT [3] indicates that the results obtained are greatly influenced by any other echoes or reverberation that may be present. Tests of the same nature as those performed by HAAS have been carried out by us in an anechoic chamber. These tests are further described and discussed in Part I of this paper.

Although in a well designed auditorium or a smallish enclosure where the delay times are relatively short the ear does not notice the echoes as such, their energy is not lost but contributes materially to the apparent level and intelligibility of the received sound. In fact, the integration of the primary sound and echoes is performed by the ear in a way analogous to that in which the eye can integrate a flickering light or light pulses to obtain the effect of continuity. This integration phenomenon is of the utmost importance in the design of auditoria and for sound reinforcement systems and is the subject of investigation of Part II of this paper.

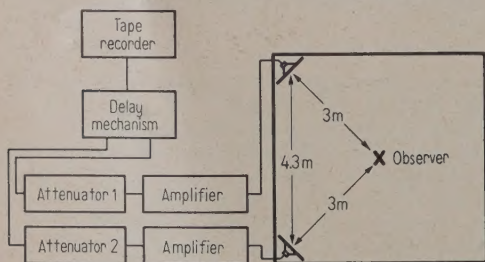


Fig. 1. Block diagram of the equipment used for studying the subjective masking of an echo by its primary sound.

2. Apparatus and testing material

The block diagram of Fig. 1 shows the arrangement of apparatus for the tests carried out in both investigations.

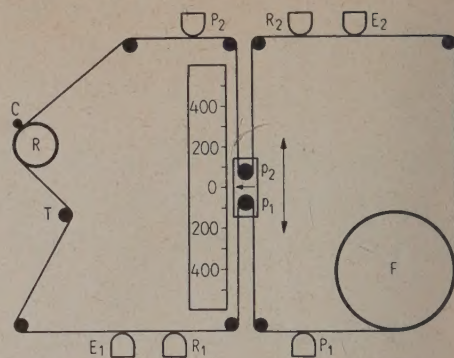


Fig. 2. Schematic diagram of the delay mechanism;
E₁, E₂ Erase heads, R₁, R₂ Record heads,
P₁, P₂ Playback heads, C Driving capstan,
R Pressure roller, F Flywheel,
P₁, P₂ Pulleys on movable carriage,
T Tensioning pulley.

The delay mechanism used to produce a single artificial echo is shown diagrammatically in Fig. 2. It consists of an endless loop of magnetic tape driven at a speed of 15 inches per second by capstan C over two sets of erase, record and playback heads. Between the record and playback heads of each set of heads, the tape has to pass over pulleys p₁ and p₂. These pulleys are mounted on a carriage which can be moved by a worm gear towards either of the two sets of heads, as indicated by the arrows in the figure. Signal is applied to the two recording heads simultaneously, and as the carriage carrying p₁ and p₂ is moved from the centre position, the signal from p₁ will lead or lag that from p₂ according to the direction in which the carriage is moved. Delays ranging from 0 to 500 ms could be obtained in this manner.

A calibrated Western Electric type 640 AA condenser microphone and measuring amplifiers were available for calibration of the equipment before each test run. In actual fact, very little trouble was experienced due to drift or other variations in the characteristics of the equipment. These tests are further described and discussed in Part I of this paper.

Testing material, in the form of Harvard PB 50 articulation test lists, was recorded in the anechoic chamber. The speech level was maintained as constant as possible. A test signal recorded between lists facilitated calibration of the entire reproduction chain.

The overall frequency response of the two channels of the equipment used is shown in Fig. 3.

For the tests using keyed pure tones, a W. E. type 276 G high speed relay, operated by a phantatron-type circuit, was used to switch the output of a sine-wave oscillator. This single pulse of 100 ms duration was then fed to the delay mechanism in the usual way.

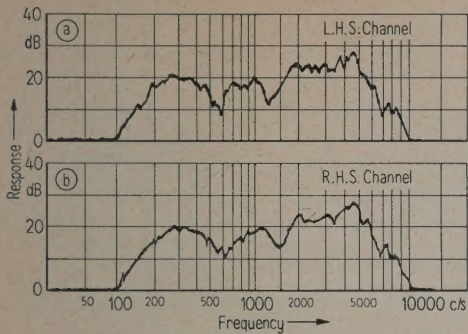


Fig. 3. Overall frequency response of the two channels used in the equipment of Fig. 1.

PART I MASKING CHARACTERISTICS

3. Experimental procedure

3.1. Threshold of perception tests

After initial adjustments to ensure equal output from the two channels, the procedure followed in the tests was as follows: Seated in the anechoic chamber, the observer (X in Fig. 1) was presented first with a signal from the primary channel only. With a certain fixed delay between the two channels, the "echo" loudspeaker was gradually turned up until the observer indicated by pressing a button, that it was clearly audible.

Having heard how the character of the sound alters as the echo increases, the observer was next told that he should judge whether he could hear the echo loudspeaker as a separate source during a group of signals which consisted of three lines of a Harvard PB 50 list. After each group had been heard, he indicated "yes" or "no" by pressing a button. The level of the echo channel was varied by the experimenter after each signal group. The variations in level were more or less random, and were always an integral number of decibels. "Yes" and "no" judgements were plotted against level in the manner described by CHURCHER and KING [4]. The echo level above which as many "no" judgements were given as there were "yes" judgements below it, was taken as the level where the echo channel just became noticeable to the observer as a separate source.

As has been explained the delay mechanism permitted either of the two channels to lead the other in time. Use was made of this feature in that each set of tests for a given delay time was presented to the observer twice, first with one, then with the other channel acting as echo channel. In this way, errors due to possible inequalities in the two channels or

to differences between the two ears of an observer tend to cancel. It is believed that this procedure contributes materially to the accuracy of the results, since any change or difference between the two channels is clearly shown up by a consistent difference between the results obtained with first one and then the other channel acting as echo. It was also found that some observers had a definite "bias" toward one or the other direction and the effects of such bias would be rendered small only by using a greater number of observers or by changing around the primary and echo channels as described.

Five observers were used in these tests, which were carried out with primary sounds having a level of about 25 dB above hearing threshold as well as with primary sound levels of 25 dB higher, i. e. about 50 dB above normal hearing threshold. The results obtained are shown in Fig. 4. In this figure the vertical lines are drawn one standard deviation above and below the mean of a group of observations at each delay time.

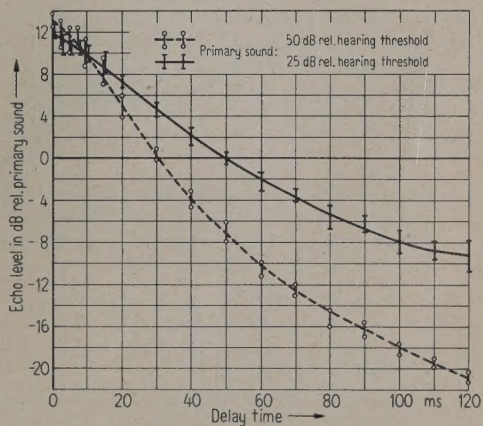


Fig. 4. Curves showing the just perceptible level of a speech echo in dB rel. the primary sound, at different delay times.

3.2. Equal loudness tests

These tests were carried out in the same way as the threshold of perception tests described in the previous section. The only difference was that the observers were asked to indicate which source appeared to be the louder. "Equal" judgements were not permitted.

In addition to equal loudness tests using speech as testing material, experiments were performed using pure tone pulses, having a duration of 100 ms. These tests were carried out with five observers, in exactly the same way as those done with speech signals. Pure tones having a frequency of 1000 c/s and 250 c/s were used. Their steady-state level was made approximately 50 dB above hearing threshold.

The results obtained with speech are shown in Fig. 5 and those obtained with tone pulses are shown in Fig. 6. As in Fig. 4 the best smooth curves were drawn through the mean values of each group of observations for a given delay time, the vertical lines being drawn one standard deviation above and below the mean.

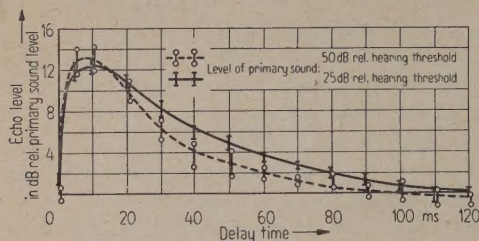


Fig. 5. Curves showing the level of a speech echo, in dB rel. the primary sound, which sounds as loud as the primary sound, at different delay times.

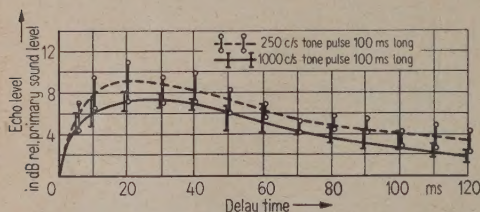


Fig. 6. Equal loudness contours similar to those of Fig. 5 using pure tones of 250 c/s and 1000 c/s. The primary tones were approximately 50 dB above the threshold of hearing.

4. Results

4.1. Threshold of perception

Fig. 4 shows that the level relative to the primary sound at which the echo loudspeaker is first recognized as a separate source depends on the delay between primary sound and echo as well as on the intensity of the primary sound.

At shorter delay times (0–10 ms), the results obtained show a greater spread. Judgement became more difficult at these short delays, since the effect of the echo was distinctly noticeable long before it could be heard as coming from a separate source. The exact level at which it could be judged as coming from a different source was hence not nearly so well defined as in the case of the longer delay times, when perception of the echo was nearly always accompanied by the impression of a separate source.

Fig. 7 shows the results obtained with a primary sound of 50 dB rel. hearing threshold, with the results found by MEYER and SCHODDER [2] at a level of 55 dB added for comparison. For delays above 20 ms the results are in reasonable agreement. It

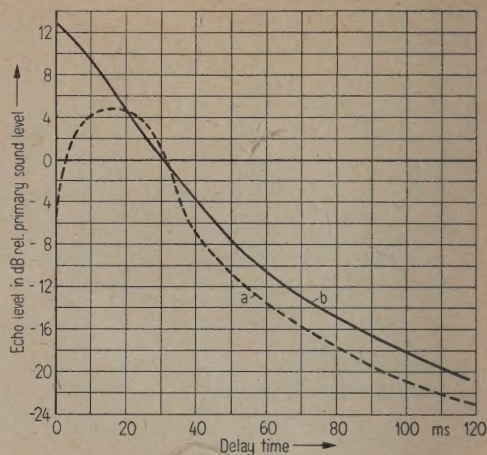


Fig. 7. Comparison of threshold of perception curves. Curve a: MEYER and SCHODDER (primary sound level 55 phons), Curve b: LOCHNER and BURGER (primary sound level 50 phons),

would seem that the differences that do exist can be explained by the fact that MEYER and SCHODDER worked at a slightly higher level of primary sound.

For delay times below 20 ms the deviation is much more marked, and is probably due to the fact that in the experiments of the present authors the subjects were asked to indicate awareness of the echo loudspeaker as a separate source which, as previously explained, was quite different from just awareness at these short delay times.

MUNCEY, NICKSON and DUBOUT [3] have shown that a given echo becomes more acceptable as the reverberation time of the room in which it is heard, increases. It seems therefore safe to say that the threshold curves found by the present authors, applying as they do to completely non-reverberant conditions, portray the most "pessimistic" state of affairs, and the thresholds of perception under practical, more reverberant conditions, can be expected to be somewhat higher.

4.2. Equal loudness

The curves in Fig. 5 show the results obtained with speech. It appears that not only the delay time, but also the intensity of the primary sound determines the relative intensity of echo required to give the impression that both sources are equal in loudness.

Comparison with the curves of Fig. 6, which show the results obtained with pure tones, shows a resemblance in the general shape of the curves. It will be seen from Fig. 6 that the masking effect is greater at lower frequencies (250 c/s) than at higher frequencies (1000 c/s). Normal speech, which covers

a relatively wide band of frequencies, can be expected to give results differing somewhat from those yielded by pure tones, as is indeed the case.

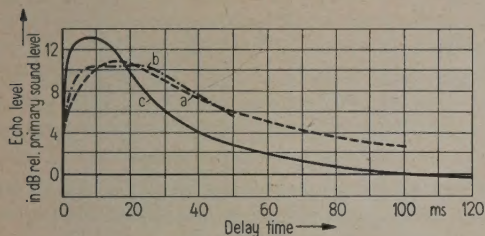


Fig. 8. Comparison of equal loudness curves.

Curve a: MEYER and SCHODDER (primary sound level 55 phons),
Curve b: HAAS (primary sound level 50 phons),
Curve c: LOCHNER and BURGER (primary sound level 50 phons).

Comparing the curves of Fig. 5 with those of HAAS and those of MEYER and SCHODDER, as has been done in Fig. 8, shows a reasonable agreement. Differences in frequency response and the presence of natural echoes could account for the differences observed. From the other authors' publications they do not seem to have interchanged the primary and echo channels and it is just possible that this might also in part account for the differences, especially in view of the fact that the equal loudness curve of MEYER and SCHODDER intersects the ordinate at 4 dB, instead of at 0 dB, as one would expect when there is no delay between the two channels. A slight zero error in the time adjustment would of course also account for this.

A possible reason for the differences could be that the frequency spectra of the test signals differed. As is shown by Fig. 6 the self-masking effect of a low frequency is greater than the self-masking effect of a higher frequency. It is also well established that higher frequencies are more easily masked by lower frequencies and it can thus be expected that the equal loudness curves which obtain their shape from masking phenomena, will be dependent on the frequency components of the test signal. The frequency response of the electroacoustic equipment could therefore affect the results obtained.

Comparison of Figs. 4 and 5 will show that for very short delay times "equal loudness" occurs sooner than "perception". This is because equal loudness judgements were given at these short delay times when the impression of one single central sound source was obtained. Only on further increase in the level of the echo channel could the echo loudspeaker be recognized as a separate source, when the observer would signal perception of the echo channel.

Finally, mention must be made of a curious phenomenon observed in the course of these tests. When the echo was passing through zero from one channel to the other, with both channels at the same level, it gave the impression to observers in the anechoic chamber that the apparent sound source moved from one side to the other, passing close to the head, somewhat higher than and to the front of the observer. With no delay, the sound source seemed to be, roughly, in the same position relative to the observer as the live speaker had been relative to the microphone when the recording of the testing material was made. This was observed for the case where the two loudspeakers were connected in phase. When they were reconnected in antiphase the source seemed to travel again from one side to the other as the delay was moved through the zero position, but this time the apparent sound source at zero delay time was located seemingly inside the head of the observer, slightly toward the back, but at the level of the ears. This effect was obtained at every point in the anechoic chamber equidistant from the two loudspeakers. When a slight delay was introduced, movement to a point closer to the echo loudspeaker and further from the primary loudspeaker, again brought on the sensation that the sound source was inside the head of the observer when a point was reached where both signals again arrived simultaneously.

The condition where identical signals arrive simultaneously but in antiphase from two different directions at the ears of an observer, is one which exists probably only under the artificial conditions described above. The presence of echoes, as found in the more conventional kind of rooms, apparently destroys to a large extent the illusion described, and is not so noticeable as under "dead" conditions.

An example of a practical implication of the masking effects described, may be briefly given: A loudspeaker having a frequency response with many peaks and dips will give inferior sound reproduction compared to a speaker with a smoother frequency response. In the normal course of events, however, the listening room itself causes much greater irregularities in frequency response than inherent in the poor quality speaker, so that one would not expect such noticeable difference between the two speakers as one does actually experience in practice.

The difference can, however, be easily explained if it is borne in mind that the colouration of the room is in effect the result of delayed echoes, which reach the listener some time after the direct sound from the loudspeaker. To a large extent, therefore, the sound coming directly from the loudspeaker masks the response of the room. With a good loudspeaker, the frequency irregularities are due to the

reverberant sound, which is masked by the direct sound; with a poor loudspeaker, the irregularities are part of the direct sound. The result is that a good loudspeaker, in a room with fairly great frequency irregularities, still sounds better than a poor loudspeaker in a room having a much smoother frequency characteristic.

5. Conclusions

Measurements of the extent to which single echoes are masked by their primary sounds were carried out under nonreverberant conditions using speech and pure tones as signals. The primary and echo channels were made completely reversible in order to cancel, as far as possible, any differences that may exist between the two channels and also any directional bias on the part of the observer.

Considering the nature of the tests performed, the results obtained are in good agreement with those obtained by other workers. What differences there are can probably be explained by the following five factors, viz:

- (i) Differences in level of primary sounds,
- (ii) Differences in frequency spectrum of the test signals,
- (iii) Possible effect of slight natural echoes,
- (iv) Inability of the other workers to reverse their primary and echo channels,
- (v) Inadequate numbers of observers to cancel out the effect of variations between individuals.

PART II INTEGRATION CHARACTERISTICS

6. Experimental work

6.1. Principle of measuring technique

The percentage articulation obtained by a given observer is, all other things being constant, a function of the level at which the words are heard. A curve showing percentage articulation vs. level in decibels rel. hearing threshold is shown in Fig. 9. The curve was obtained with lists similar to the Harvard lists, and is typical of the type of curve obtained. The important point about this curve is the fact that between scores of 15% and 75% the relation between percentage articulation and level is substantially linear. The same effect is obtained with the Harvard lists, although of course neither the slope nor the length of the straight line portion need necessarily be the same. The 50% articulation point occurs roughly in the middle of the straight line portion of the curve.

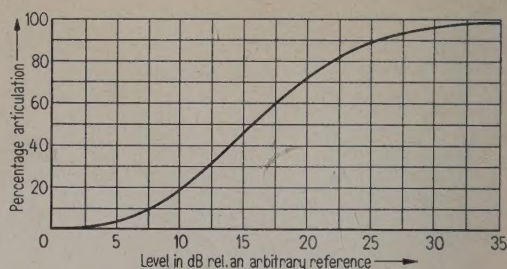


Fig. 9. Curve of percentage articulation vs. speech level above the threshold of hearing for the test lists used.

If, now, a test list is given to an observer repeatedly, with the signal level being increased with every test, and his articulation scores plotted as a function of the levels at which the tests were performed, the level at which 50% articulation is attained will depend among other things on the speech transmitting characteristics of the reproduction chain. If the power going to the loudspeaker is measured rather than the absolute sound pressure level at the ears of the observer, the measured power required for 50% articulation would depend on the loudspeaker efficiency. Could one somehow double the efficiency without changing any other factor, measurement would show that the power required for 50% articulation had been decreased by 3 dB. Stated in other words, one would find that the curve of percentage articulation vs. amplifier output in dB had shifted to the left by an amount of 3 dB.

Similarly, if instead of doubling the efficiency of the loudspeaker one had introduced a second reproduction channel absolutely identical to the first and had set the two channels to give equal outputs, then the curve of percentage articulation vs. power output of one of the channels would likewise have shown a shift of 3 dB since again a doubling of the sound energy at the ears of the observer would have occurred.

By finding for a given delay what the horizontal shift of the curve was, compared to one obtained with zero delay between the two channels, the integrating properties of the ear could be measured.

6.2. Method

To ascertain whether the method outlined above would be sufficiently accurate, the following series of tests was carried out:

A word list was played over and over to an observer through one of the channels at levels beginning near hearing threshold and increasing by 5 dB with each repetition. In this way an idea of the level at which he would score 50% was obtained. This preliminary test also served to accustom the observer to the experimental procedure.

Having found where the observer would score 50%, the test proper was started by letting him write three lists, presented through the left hand side channel only, at a level 6 dB below the approximately 50% articulation level. Then the same three lists were repeated, and the level increased by 4 dB with each repetition until a level 6 dB above that required for 50% articulation was obtained. The observer had therefore heard the same group of three lists four times in succession, at levels straddling the 50% articulation level. The scores obtained by the observer were then plotted as a function of level. Finally, the mean percentage articulation score obtained at each level was found, and the best straight line drawn through the resultant four points. From this line the level required for a 50% score was read.

Next, the two channels were adjusted to give equal outputs, and three further word lists were played to the observer, again at levels increasing by 4 dB with each repetition again straddling the 50% articulation point. For this test there was no delay between the two channels. As before, the mean of the score at each level was found, and the best straight line drawn through the resultant four points.

Then, finally, three more lists were played, this time through the right hand side channel only, following the same procedure as in the case where the left hand side channel alone was used.

From the straight lines drawn through the points as described, three levels were found yielding a 50% score, viz. (a) using the LHS channel only, (b) both channels with zero delay between them and (c) the RHS channel only. The mean value of (a) and (c) was found, and the value obtained under (b) subtracted from this. Since in case (b) the acoustical energy reaching the observer was double that reaching him under either (a) or (c), it can be expected that the mean of (a) and (c) should be 3 dB in excess of the level measured under (b).

The results obtained with four different observers are given in Table I.

Table I

Observer	Level (in dB rel. an arbitrary reference) required for 50% articulation.				
	Channel 1 dB	Channel 2 dB	Mean dB	Both channels dB	Difference dB
JS	15.1	13.9	14.5	11.0	3.5
PLB	14.2	16.6	15.4	12.3	3.1
PB	15.4	15.0	15.2	12.2	3.0
JS	15.9	14.8	15.4	12.4	3.0
					Mean 3.1 value

The differences shown in the last column of Table I represent the contribution due to one additional channel having the same output as the single or

reference channel. Put in other words, the figures in the last column represent the contribution of a single echo having zero delay with respect to the primary sound. A figure of 3 dB represents perfect integration, since the energy from the echo loudspeaker has simply been added to the energy of the primary sound.

The integration characteristics of the hearing mechanism were determined using the technique and principle described, the only difference being that instead of using one channel only in the first and third parts of the test, both channels were used with a time delay between them. The tests were therefore carried out in the following sequence (a) channel 1 and channel 2 at the same level but channel 2 lagging a certain number of milliseconds behind channel 1, (b) both channels at the same level, with zero delay between them, (c) both channels at the same level but with channel 1 now lagging behind channel 2 by the same number of milliseconds as it had been leading in part (a) of the test.

The mean of the two levels required for 50% articulation, as found from parts (a) and (c) of the test, was then compared to the level required for 50% articulation as found in part (b). Now, since test (b) represents in effect perfect integration (i. e. an increase of 3 dB in the effective level) less than perfect integration in tests (a) and (c) would be manifested by an increase in the level required for a 50% score. For example, if the mean level for 50% articulation in tests (a) and (c) were found to be 1 dB higher than the level in test (b) this would mean that only partial integration of the echo had taken place, resulting in an increase of 2 dB in the effective level. In other words, the effect of the echo would have been to reinforce the primary sound to an extent of 2 dB.

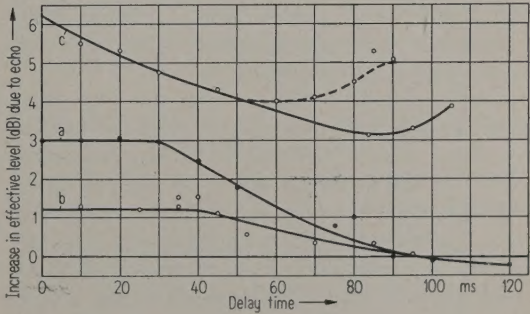


Fig. 10. Integration curves for a single echo of (a) the same intensity as the primary sound, (b) 5 dB below the primary sound level, (c) 5 dB above the primary sound level.

The tests described above were carried out with delay times ranging from zero to 120 ms with an

echo having the same intensity as the primary sound. They were repeated for time delays between zero and 100 ms with echoes of level $+5$ dB and -5 dB with respect to the primary sound. Fig. 10 shows the experimental results obtained.

7. Discussion of results

7.1. Results obtained with a 0 dB echo

Curve (a) of Fig. 10 shows that a single echo is perfectly integrated up to a delay time of about 30 ms, i. e. the energy of an echo occurring between zero and 30 ms after the primary tone is simply added to the energy of the primary tone. For delay times longer than 30 ms, the increase in effective level due to the contribution of the echo is less than 3 dB and decreases until at a delay time of 95 ms the effective level of primary sound plus echo is equal to the level of the primary sound alone. This means that an echo arriving 95 ms or more after the primary sound, contributes nothing to the intelligibility of speech.

7.2. Results obtained with a -5 dB echo

Curve (b) of Fig. 10 shows a curve somewhat similar in appearance to that of curve (a), except that perfect integration apparently now continues up to about 40 ms delay time. After 40 ms, less and less integration takes place and finally ceases at a delay time of about 95 ms as in the case of a 0 dB echo.

7.3. Results obtained with a $+5$ dB echo

Curve (c) of Fig. 10 shows an integration that decreases fairly rapidly with delay time, and nowhere is a flat portion of the curve in evidence as in the two previous cases. It would appear that the echo, as a result of its greater relative intensity, gives rise to a much greater effect of confusion than in the case of the weaker echoes, and that as a result the integration is impaired.

It will be noticed that at delay times of about 55 ms and more the curve would appear to follow two fairly well defined sets of points. A possible reason for this is that, owing to its high intensity, some observers concentrated on the echo rather than the primary sound when the delay time became sufficiently long. Had the echo alone been present, the curve would of course have remained at the $+5$ dB level. However, in concentration on the echo the observers were probably disturbed by the masking effect of the primary tone, with the result that the curve reverts only gradually to the $+5$ dB level as the delay between primary sound and echo increases. As far as the solid portion of the curve is concerned, this appears to be a continuation of the curve

obtained for delay times shorter than 55 ms. The observer continues to concentrate on the primary sound, but the masking due to the intense echo becomes more and more severe, until at delay times of about 85 ms a minimum in effective level is obtained. For longer delay times, the echo begins to dominate, and this curve too, seems to revert to the $+5$ dB level. Apparently, therefore, at long delays the ear concentrates on the stronger signal irrespective of whether it be primary sound or echo. For strong echoes, the primary sound is of importance only at delay times less than 20 ms and causes a deterioration in intelligibility at longer delay times.

8. Comparison of results obtained with findings of other workers

Various workers have determined certain characteristics of the ear that depend on its integrating properties. Although in most of their experiments they used pure tones or tone bursts rather than speech, a certain degree of correlation between their results and those of the present authors should be expected if the same fundamental property were being measured in each case. The results of the measurements of a few workers will now be given and an explanation of their results given in terms of the integration characteristics of the ear as determined by the present authors.

G. von BÉKÉSY [5] and MUNSON [6] both measured the growth of loudness of a pure tone after switching on. To relate their experimental findings to the integration characteristics of the ear determined by the present authors, the following procedure was carried out:

The fraction of the echo energy integrated with the primary tone was found from Fig. 10, and plotted as a function of delay time. Now, if these results hold not only for a single echo but also for a great number of echoes of equal intensity – or put in another way, if in the limit the integration of the ear is continuous and a steady tone is considered as consisting of a continuous succession of echoes of equal intensity, integrating the derived curve just described with respect to time will show the build-up of the loudness of a steady tone immediately after it has been switched on.

This integration was performed, and the resultant integral is shown in Fig. 11, plotted in arithmetical as well as logarithmic units (decibels). The build-up of loudness of a steady tone as calculated from the integrating characteristics of the ear for speech is compared with the results obtained by von BÉKÉSY (who used a 800 c/s pure tone) in Fig. 12, and with the results obtained by MUNSON (who used a 1000 c/s pure tone) in Fig. 13.

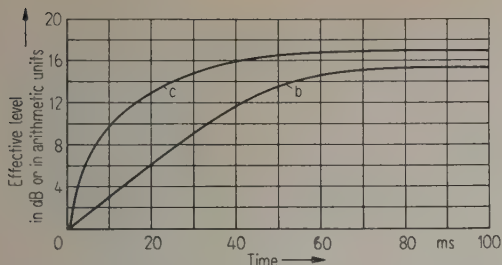


Fig. 11. Curves showing the integral of curve a of Fig. 10 expressed in arbitrary units (b) and in dB rel. an arbitrary reference (c).

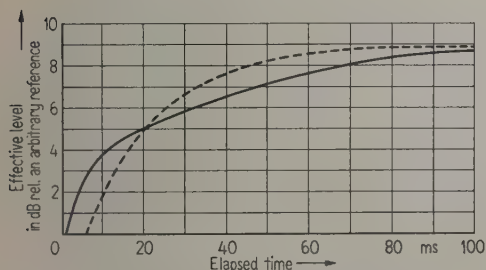


Fig. 12. Curves showing the increase in loudness of a tone after switching on. The solid line represents measurements due to von BÉKÉSY, the dotted line shows the predicted loudness increase based on the integration characteristics of the ear determined by the present authors.

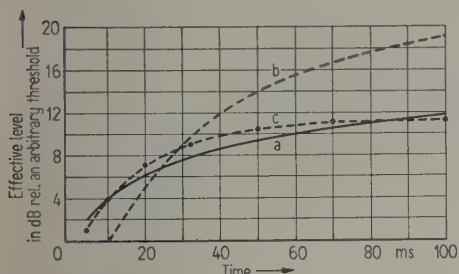


Fig. 13. Curves showing the increase in loudness of a pure tone after switching on, as found by MUNSON. The 80 dB curve has been shifted vertically to facilitate comparison and hence is referred to a different reference level than the 20 dB curve.

Curve a: 20 dB rel. 10^{-16} watts/cm² (after MUNSON).
Curve b: 80 dB rel. 10^{-16} watts/cm² (after MUNSON).
Curve c: Calculated from integrating characteristics of the ear (Fig. 6).

The agreement will be seen to be quite good, except in the case of MUNSON's measurements carried out at a level of 80 phons. It is not quite clear at which intensity level von BÉKÉSY performed his tests, but it was either at 20 dB or at 40 dB above hearing threshold. However, previous work done by him [6] at a level of about 90 dB rel. hearing threshold gave substantially the same results.

Work done by GARNER [8] on the auditory thresholds of repetitive tone bursts can also be related to the integration properties of the ear. Using random noise for masking, GARNER determined the hearing threshold of keyed 1000 c/s tone as a function of pulse length and as a function of repetition rate. In Fig. 14 is shown (solid line) how the effective level varies with pulse length for a constant repetition rate of 10 pulses per second. GARNER gave his results as a change in threshold of perception, but since the masking noise was maintained at a constant level, a decrease in threshold can be considered as being an increase in effective signal level, and the curve of Fig. 14 gives GARNER's results replotted on this basis.

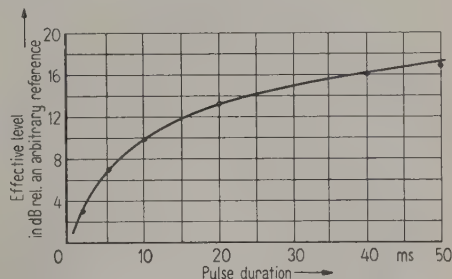


Fig. 14. Curve showing the increase in effective level of keyed 1 kc/s pulse as the pulse length is increased (after GARNER). The points show values obtained from the curves of Fig. 11; repetition rate: 10 pulses per second.

According to the results found by the present authors integration does not extend over periods greater than 100 ms, so that no integration from one pulse to the other would occur at a repetition rate of 10 pulses per second. Consequently, the effective level would depend only on the pulse length if the amplitude were kept constant. The effective level would therefore be expected to depend on the integration of the ear over the period of duration of the pulse. One could therefore expect the level to increase with pulse duration as indicated by the dB curve of Fig. 11. The points in Fig. 14 were derived from Fig. 11, and show excellent agreement with GARNER's experimental results.

If the repetition rate as well as the duration of the pulse are varied, the effective level can still be calculated from Fig. 11. To take a concrete example: suppose the pulses have a duration of 10 ms and a repetition rate of 50 per second — i. e. spaced 20 ms apart. The first pulse begins at $t=0$ and its energy contribution is read from the arithmetic curve of Fig. 11 as being 3 units. The second pulse, falling in the time interval 20 to 30 ms, contributes 3 units; the fourth pulse, from 40 to 50 ms, contributes about 1.8 units, and so on. Pulses occurring after $t=100$ ms contribute nothing. If the various

energy contributions are added and converted to dB with respect to any convenient reference and the calculation is performed for different pulse lengths and repetition rates, the curves shown dotted in Fig. 15 result. The solid lines give GARNER's experimental results, and once more the agreement will be seen to be quite good.

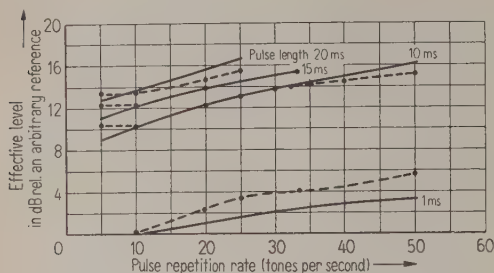


Fig. 15. Curves showing the increase in effective level of pulses of various durations as the repetition rate is increased (after GARNER). The dotted lines show the values calculated from the integration characteristics of the ear.

9. Experiments performed with three echoes

In an attempt to ascertain whether the results obtained with a single echo would also hold for a number of echoes, tests were performed using a primary signal followed by three echoes. The equipment used for these experiments was very much the same as that employed with a single echo, except that a "Pamphonic" delayed sound reproduction apparatus was used to yield the four required signals. The delay times used were as follows (with respect to the primary tone):

- Signal 1: primary tone,
- Signal 2: 23 ms,
- Signal 3: 52 ms,
- Signal 4: 78 ms.

Broadly speaking, the technique employed was the same as with the tests with a single echo, and will not be detailed here. The echo levels were adjusted so that not one of them differed from the primary tone by more than 2 dB; the levels of the various echoes were varied slightly from observer to observer.

The effective fraction of the energy contributed by each echo could be derived from the curves of Fig. 10, and the various fractions were added to give the total effective energy of the primary sound and the three echoes. The improvement over the primary tone alone was expressed in decibels, and is given in Table II. The improvement determined experimentally is also given, and will be seen to be in reasonable agreement with the values calculated from the results obtained with a single echo.

Table II

Observer	Increase in level as result of integration (dB)		
	Calculated	Measured	Error (dB)
M	4.3	2.8	1.5
V	3.5	3.2	0.3
dL	4.3	3.1	1.2
F	4.4	4.4	0.0
R	4.8	4.6	0.2
VA	3.8	3.1	0.7
dP	4.3	4.7	0.4

10. Conclusions

The integration of a single echo, with delay times ranging from zero to 100 ms, with its primary sound has been determined, using speech as signal. The results obtained are in good agreement with those obtained by other workers using pure tones and tone bursts. Extension of the experiments to the case of three echoes seems to show that the same law of integration applies as in the case of a single echo.

As in the case of Part I, however, the results must be regarded as exploratory and not as final. In particular it is clear that while reasonable agreement between deduction from data on intelligibility of speech and loudness of a pure tone has been found the two things are not identical especially for long delay times. Much experimental work on the extension of these results still remains to be done.

Acknowledgement

This paper is published with permission of the South African Council for Scientific and Industrial Research.

(Received December 7th, 1956.)

References

- [1] HAAS, H., Über den Einfluß eines Einfachechos auf die Hörsamkeit von Sprache. *Acustica* **1** [1951], 49.
- [2] MEYER, E. and SCHODDER, G. R., Über den Einfluß von Schallrückwürfen auf Richtungslokalisation und Lautstärke bei Sprache. *Nachr. Akad. Wiss., Göttingen*, No. 6., 1952.
- [3] MUNCEY, R. W., NICKSON, A. and DUBOUT, P., The acceptability of speech and music with a single artificial echo. *Acustica* **3** [1953], 168.
- [4] CHURCHER, B. C. and KING, A. J., The performance of noise meters in terms of the primary standard. *J. Inst. Elect. Engrs.* **81** [1937], 57.
- [5] VON BÉKÉSY, G., Zur Theorie des Hörens. *Phys. Z.* **30** [1929], 743.
- [6] MUNSON, A., The growth of auditory sensation. *J. acoust. Soc. Amer.* **19** [1947], 589.
- [7] VON BÉKÉSY, G., Zur Theorie des Hörens. *Phys. Z.* **30** [1929], 115.
- [8] GARNER, W. R., Auditory thresholds of short tones as a function of repetition rates. *J. acoust. Soc. Amer.* **19** [1947], 600.

GRENZEN DER GERÄUSCHMINDERUNG DURCH KÖRPERSCHALLDÄMPFUNG IM KRAFTFAHRZEUG

von G. W. BECKER und H. OBERST, Braunschweig *

Mitteilung aus der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt

Zusammenfassung

Die Schallenergie im Inneren fahrender Kraftfahrzeuge setzt sich aus zwei Anteilen zusammen; der eine wird durch Festkörperschalleitung von den Hauptschallquellen, dem Motor und dem auf der Straßendecke rollenden Reifen, auf die Wandungen des Innenraumes übertragen und von diesen in das Wageninnere abgestrahlt, der anderen wird von den Quellen unmittelbar in die umgebende Luft gestrahlt und dringt durch die Wände in das Innere. Nur der erste Anteil ist durch Festkörperschalldämpfung beeinflussbar.

Durch Schall- und Schwingungsuntersuchungen an einem Personenkraftwagen im Stand und während der Fahrt vor und nach der Durchführung von hochwirksamen Dämpfungsmaßnahmen an den Blechkonstruktionen wurden die für die Abschätzung der beiden Energiekomponenten des Luftschalles im Innenraum erforderlichen Meßdaten gewonnen. Beide Anteile sind von gleicher Größenordnung, so daß auch die vollständige Unterbindung der Festkörperschallübertragung nur eine verhältnismäßig geringe Geräuschminderung ergeben kann, wenn nicht gleichzeitig auch die durch Körperschalldämpfung und -isolation nicht beeinflussbare Energiekomponente durch geeignete Maßnahmen geschwächt wird.

Summary

The noise heard inside powered vehicles comes partly by conduction through the sides of the wagon walls from the motor and road wheels and partly by radiation through the ambient air. Only the first can be reduced by structural damping. Such damping materials have been included in the walls of a motor coach; vibration and sound tests made before and after the treatment on the bench and on the road and the reduction in the two transmitted components inside the vehicle compared. As they are of the same order the treatment cannot produce a large overall improvement.

Sommaire

L'énergie sonore à l'intérieur d'un véhicule automobile en marche se compose de deux parties; l'une est transmise aux parois de l'intérieur du véhicule par conduction dans la carrosserie du bruit produit par différentes sources, le moteur et le roulement des pneumatiques, puis est rayonnée à l'intérieur du véhicule; l'autre partie est rayonnée directement par les sources sonores dans l'air ambiant et pénètre à l'intérieur par les parois. Il n'y a que sur la première partie qu'on puisse agir par des dispositifs amortissant les vibrations.

On a obtenu les informations nécessaires à l'évaluation de l'énergie des deux composantes du bruit aérien à l'intérieur du véhicule en faisant des mesures sur ce véhicule à l'arrêt ou en marche, avant et après application à la construction de la carrosserie en tôle de moyens d'amortissement ayant une grande efficacité. Les deux composantes sont du même ordre de grandeur, de sorte que même la disparition totale de la transmission du son par les organes solides ne produirait qu'une diminution relativement faible du bruit.

1. Einleitung

Das Problem der Geräuschminderung im Inneren von Kraftfahrzeugen ist verwickelt, und eine voll befriedigende Lösung ist nicht durch Einzelmaßnahmen zu erzielen. Eine solche Maßnahme ist die Dämpfung des Festkörperschalles, der sich während der Fahrt über die Fahrzeugwandungen ausbreitet, und es ist das Ziel der vorliegenden Arbeit, die beim heutigen Stande der Technik allein durch Festkörperschalldämpfung bestenfalls erreichbare Geräuschpegelsenkung im Inneren abzuschätzen.

* Jetzt Farbwerke Hoechst A.G., Frankfurt am Main-Hoechst.

Es gibt heute hochwertige Dämpfungsmittel, die man auf die Bleche der Wagenhülle aufbringt. Man weiß, wie man die Stoffmischungen einstellen muß, um höchste dämpfende Wirkung zu erreichen, und man weiß auch, daß die mit den optimalen Mischungen erreichte Wirkung nicht mehr wesentlich übertroffen werden kann [1]. Es ist bekannt, wie die Dämpfung von der Belagdicke abhängt, also welche Schichtdicken zur Erzielung bestimmter Blechdämpfungen erforderlich sind. Diese Dämpfungsmittel bewirken an ortsfesten Maschinenaggregaten und dgl. beträchtliche Geräuschminderungen; bei der Anwendung in Kraftfahrzeugen ist jedoch der durch sie erreichbare Gewinn erfahrungsgemäß im allgemeinen begrenzt.

Im folgenden wird versucht, die Gründe hierfür mit Hilfe von Messungen an einem Personenkraftwagen vor und nach der Bespritzung der Blechkonstruktionen mit einem hochwirksamen Entdröhnungsmittel klarzustellen und durch die Meßergebnisse zu veranschaulichen. Die Schwingungseigenschaften der Wandungen des Innenraumes und die Fahrtgeräusche im Inneren wurden im Hörbereich analysiert. Fahrzeug und Fahrtbedingungen wurden so gewählt, daß das vorliegende Beispiel als charakteristisch angesehen werden kann¹.

Da gezeigt werden sollte, welche entdröhnende Wirkung durch den dämpfenden Belag günstigstenfalls erreicht werden kann, wurde beim Aufbringen der Dämpfungsschicht keine Rücksicht auf die Gewichtszunahme des Wagens genommen, d. h. es wurden alle zugänglichen Blechteile mit einem möglichst dicken Belag versehen. Bei der praktischen Anwendung im Serienbau ist selbstverständlich darauf zu achten, daß nur Teile bespritzt werden, die einen merklichen Beitrag zu den Geräuschen im Innenraum leisten, und daß die Belagdicken optimal gewählt werden².

2. Die Komponenten der Luftschallenergie im Fahrzeuginneren

Die folgenden Überlegungen sollen einen Überblick über die komplizierten Zusammenhänge der Erzeugung und Fortleitung des in den Innenraum gelangenden Schalles vermitteln und klarstellen, wie weit die auf verschiedenen Wegen das Innere erreichenden Schallenergieanteile durch Dämpfungsmaßnahmen an den Blechkonstruktionen geschwächt werden können. Die so gewonnenen Erwartungen erleichtern die Deutung der im Abschnitt 3 wiedergegebenen Meßergebnisse, die hier zum Teil schon vorweggenommen werden, soweit dies für quantitative Abschätzungen notwendig ist.

Die Hauptschallquellen im fahrenden Kraftfahrzeug sind der Motor und die auf der Straßendecke rollenden Räder; vom Windgeräusch, das erst bei großen Geschwindigkeiten beträchtlich wird, sei hier abgesehen. Beide Quellen strahlen unmittelbar Schall in die umgebende Luft ab und verursachen gleichzeitig Festkörperschwingungen.

Der Luftschall gelangt auf verschiedenen Wegen von diesen Quellen in den Innenraum, und seine

¹ Das Fahrzeug wurde von der Fa. Dr. A. Stankiewicz GmbH., Celle, zur Verfügung gestellt, die auch die Dämpfungsmaßnahmen durchführte. Die Messungen wurden in Arbeitsgemeinschaft mit dem Laboratorium für Geräuschemessung der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt (PTB) ausgeführt.

² Oberhalb einer bestimmten Belagdicke wird die Blechdämpfung nicht mehr wesentlich mit zunehmender Dicke erhöht [1].

Energiekomponenten sollen zusammengefaßt werden in die Gruppe derjenigen, die ihren Weg als freie Biegewellen über Karosseriebleche nehmen, ehe sie in den Innenraum abgestrahlt werden, und in eine zweite Gruppe, bei der dies nicht der Fall ist. Der Einfachheit halber werden im folgenden stets stationäre Schwingungszustände vorausgesetzt, was keine wesentliche Beschränkung der Allgemeinheit ist. Die Gesamtenergie im Innenraum der zur ersten Gruppe gehörenden Luftschallkomponenten werde mit E_K bezeichnet, die Gesamtenergie im Falle der zweiten Gruppe mit E_L . Nur der Energieanteil E_K ist durch Dämpfungsmaßnahmen an den Blechen beeinflussbar.

Diese Gruppeneinteilung soll der Deutlichkeit halber noch etwas näher erläutert werden. Es gibt Schallenergieanteile, die von ihrer Quelle ausschließlich als Festkörperschall auf die Begrenzungswände des Wageninneren gelangen, von denen sie abgestrahlt werden. Andere Energieanteile werden auf ihrem Wege, gegebenenfalls mehrmals, von Luft in Körperschall umgewandelt und umgekehrt.

Beispielsweise trifft der am rollenden Reifen entstehende Luftschall auf die Wagenhülle, z. B. auf die Bodenbleche, er durchdringt diese zum Teil und gelangt so unmittelbar in das Innere; er erregt aber auch freie Biegewellen, die nun Energie in Form von Körperschall weitertransportieren. Dieses Beispiel entspricht völlig dem bauakustischen Problem der Schallübertragung durch Trennwände oder Decken in Bauten [2], [3], [4]. Auch dort unterscheidet man zwischen dem Luftschallanteil, der unmittelbar die Trennwand durchdringt, und dem Anteil, der in Festkörperschall umgewandelt wird und auf „Nebenwegen“ auf die Wände des „Empfangsraumes“ gelangt, deren Biegeschwingungen zur Luftschallabstrahlung führen. Die Komponente der direkt durch die Trennwand übertragenen Energie im Empfangsraum hängt in erster Linie von der Masse der Wand je Flächeneinheit ab und ist durch Maßnahmen der Festkörperschalldämpfung nur wenig beeinflussbar. Dagegen kann der auf Nebenwegen übertragene Energieanteil durch solche Maßnahmen stark geschwächt werden. Das gleiche gilt im Fall des Kraftfahrzeugs für die Übertragung des auf die Hülle treffenden Luftschalles in das Innere.

Es ist die hier gestellte Aufgabe, die beiden Energieanteile E_K und E_L an Hand der Meßergebnisse im gewählten charakteristischen Beispiel gegeneinander abzuschätzen.

Die gesamte Luftschallenergie im Innenraum sei E ; dann ist

$$E = E_L + E_K. \quad (1)$$

Die spektrale und die räumliche Verteilung der Schallenergie brauchen hier noch nicht beachtet zu werden. Durch das Aufbringen des Entdröhnungsmittels wird der Anteil E_K auf einen Anteil $E_{K\text{red}}$

vermindert: $E_{K\text{red}} = R E_K$; (2)

$R < 1$ ist ein Reduktionsfaktor; je kleiner R ist, desto stärker ist die Verringerung von E_K . Die verminderte Gesamtenergie nach der Durchführung der Dämpfungsmaßnahmen ist

$$E_{\text{red}} = E_L + E_{K\text{red}} = E_L + R E_K. \quad (3)$$

Aus Gl. (1) und (3) folgt schließlich

$$\frac{E}{E_{\text{red}}} = \frac{1 + E_K/E_L}{1 + R(E_K/E_L)}. \quad (4)$$

In dieser Gleichung sind die Größen E und E_{red} der Messung unmittelbar zugänglich, und der Wert von R kann an Hand der Meßergebnisse eingegrenzt werden, so daß der Quotient E_K/E_L mit Hilfe der Gl. (4) abgeschätzt werden kann.

Der Reduktionsfaktor R kann näherungsweise ermittelt werden durch Untersuchung der Eigenschwingungen der Wandungsteile und des Festkörperschallpegels in diesen vor und nach dem Aufbringen der Dämpfungsschichten bei gleichen Fahrtbedingungen. Die Wandelemente (Tür-, Bodenbleche, Fenster usw.) dürfen bei der Untersuchung der Eigenschwingungen als voneinander unabhängig angesehen werden, d. h. von ihrer Koppelung miteinander kann abgesehen werden.

Im Frequenzbereich unterhalb der tiefsten Eigenfrequenzen der Bleche ist der Einfluß der dämpfenden Beläge auf die Schallenergie im Innenraum gering. In diesem Bereich sind Maßnahmen der Schwingungsisolierung das geeignete Mittel zur Unterbindung der Körperschallübertragung.

Verhältnismäßig große Wirkungen des Dämpfungsmittels sind in den Blechresonanzen zu erwarten. In diesem Falle sind die Schwingungsamplituden der Dämpfung umgekehrt proportional. Die logarithmischen Dekremente der Bleche ohne Belag sind von der Größenordnung $A_0 = 0,1$ (siehe Abschnitt 3); sie sind durch Reibung an den Befestigungsstellen, Energieabwanderung auf Nachbarwandteile und andere Ursachen bestimmt und dürften bei allen Kraftwagentypen von der gleichen Größenordnung sein. Die durch hochwirksame dämpfende Beläge erreichbaren Verlustfaktoren η der Blech-Belag-Kombinationen (bei Abwesenheit anderer Dämpfungsursachen) sind etwa von der Größe $\eta \approx 0,2$ [1]; die entsprechenden Dekremente sind gleich $\pi \eta \approx 0,6$. Um diesen Betrag erhöht der Belag die „Nulldämpfung“ A_0 , so daß die Dekremente der Blechteile mit Belag im Wagen $A \approx 0,1 + \pi \cdot 0,2 \approx 0,7$ sind. Es ist also $A/A_0 \approx 7$, und diesem Wert entspricht eine Amplitudenminderung um etwa 17 dB.

Die Körperschallpegelmessungen im Fahrtversuch zeigen, daß Pegelsenkungen etwa von dieser Größe an den Resonanzstellen der Bleche tatsächlich erreicht werden, und daß sie eine obere Schranke der

Minderung der auf dem Festkörperschallwege über die Wandungen in das Innere übertragenen Energie darstellen (vgl. Abschnitt 3). Der Reduktionsfaktor für die nicht spektral zerlegte Energie E_K ist sicher größer als der 17 dB entsprechende Wert, und man wird keinen großen Fehler machen, wenn man als untere Grenze des Bereiches, in dem R zu erwarten ist, den Wert 0,03 annimmt (entsprechend 15 dB Pegelsenkung), also $R \gtrsim 0,03$.

Wenn die Biegewellenlängen in den Blechen kleiner als deren Abmessungen werden, können sich in den hochgedämpften Blechen mit Belag keine Resonanzschwingungen mehr ausbilden. In diesem Falle ist das angemessene Maß für die Dämpfung die Amplitudenabnahme in dB/m der über die Wandungen fortschreitenden Wellen. Die durch den Belag erreichte Erhöhung der Ausbreitungsdämpfung bei Frequenzen oberhalb des Resonanzgebietes führt zu einer Senkung des Körperschallpegels in den Wandungen im Fahrtversuch, die kleiner ist als die Pegelsenkung im Resonanzfall.

Die Messungen des (nicht spektral zerlegten) Gesamtpegels des Körperschalles in den Wandteilen lehren, daß man im Mittel mindestens mit einer Pegelsenkung durch den Belag um etwa 10 dB rechnen kann.

Der Reduktionsfaktor ist also nach diesen Überlegungen an Hand von Meßergebnissen etwa innerhalb der Grenzen $0,03 \lesssim R \lesssim 0,10$ zu suchen. Im Hinblick auf die schnell wechselnden Versuchsbedingungen während der Fahrt in einem Kraftwagen ist eine solche Eingrenzung von R für die Abschätzung der Verhältniszahl E_K/E_L an Hand der Gl. (4) und damit der möglichen Geräuschkürzung im Wageninneren durch den Belag völlig ausreichend.

3. Meßverfahren und Meßergebnisse

An dem als Prüfobjekt dienenden Personenkraftwagen wurden vor und nach dem Aufbringen des Entdröhnungsmittels³ Messungen im Stand und während der Fahrt auf einer Kleinpflasterstraße durchgeführt; die Betriebsbedingungen wurden dabei zunächst variiert. Die Kleinpflasterstraße wurde als Versuchsstrecke gewählt, weil auf ihr der Beitrag des „Rollgeräusches“ zur Schallenergie im Wageninneren etwa von der gleichen Größe wie der vom Motor herrührende Energieanteil war⁴.

³ Bei den ersten Versuchsreihen war das Fahrzeug in serienmäßigem Zustand. Seine Innenauskleidung wurde vor dem Ausspritzen des Wagens mit dem Entdröhnungsmittel völlig entfernt und danach wieder angebracht.

⁴ Dies wurde sichergestellt durch Vergleich der Gesamtschallstärken und der Frequenzkurven des Luftschallpegels im Inneren des nicht ausgespritzten Wagens bei Fahrt mit Motorantrieb und im Schlepp mit abgeschaltetem Motor bei gleichbleibender Geschwindigkeit.

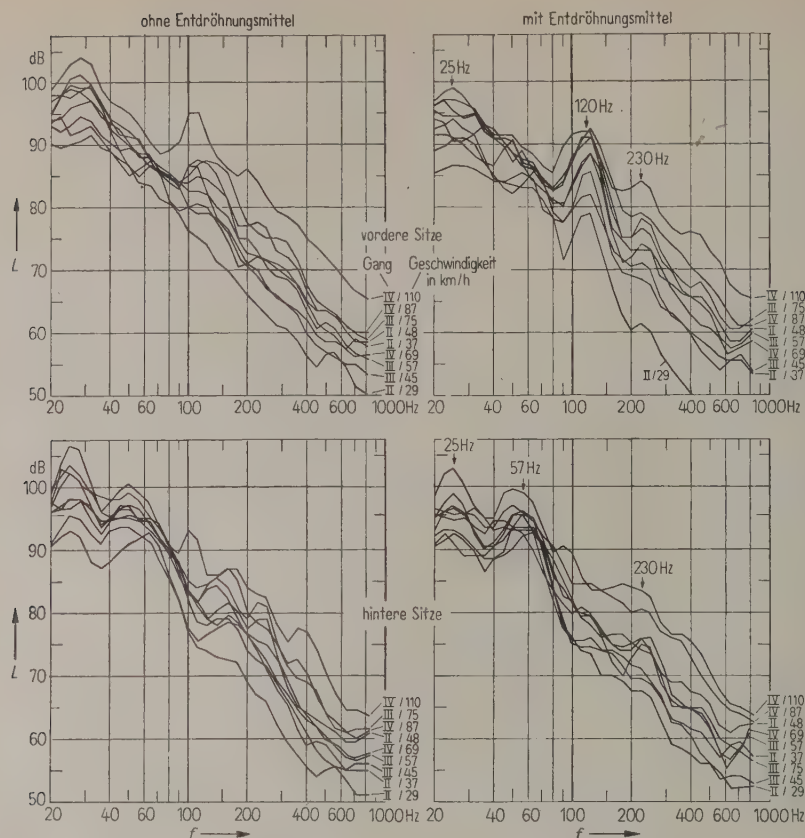


Bild 1. Terzsiebanalesen des Luftschallpegels im Fahrzeug.

Während der Fahrt wurde der Schalldruckpegel im Innenraum in Kopfhöhe in der Mitte der vorderen und der hinteren Sitze gemessen⁵, und gleichzeitig wurde das Geräusch an diesen Stellen auf Magnettonband aufgenommen, wobei die Aussteuerung am Verstärkerausgang vor dem Magnettongerät kontrolliert wurde. Neben dem Luftschallpegel wurde auch der Festkörperschallpegel in den Wandungen des Innenraumes registriert und außerdem das zugehörige Geräusch auf Tonband aufgenommen; als Empfangssysteme dienten dabei kleine piezoelektrische Wandler (Beschleunigungsmesser), die an bestimmten Wandpunkten aufgeklebt wurden. Bei der Wiedergabe der Bandaufnahmen im Laboratorium wurde die gleiche Aussteuerung wie im Fahrtversuch eingestellt; die dabei gemessenen Lautstärken entsprachen, von unwesentlichen Abweichungen abgesehen, den während der Fahrt gemessenen. Mit Hilfe von Terzsieben wurden die aufgenommenen Geräusche analysiert⁶.

Im Standversuch wurden die Eigenschwingungen der unbehandelten und der bespritzten Karosseriebleche und anderer Wandungselemente mit Hilfe elektromagnetischer Wandler untersucht. Der Aus-

schwingvorgang nach Abschalten des Erregersystems wurde mit einem Pegelschreiber registriert.

Bild 1 zeigt das Ergebnis der Terzsiebanalesen des Luftschallgeräusches an den beiden Meßstellen im Innenraum bei Fahrt in verschiedenen Gängen und mit verschiedenen Geschwindigkeiten. Die zusammengehörigen Frequenzkurven für die verschiedenen Fahrtbedingungen verlaufen ähnlich, zumindest in dem vorwiegend interessierenden Mittelbereich der Geschwindigkeiten. Es genügt also nach diesem Bild, die Kurven für bestimmte „Normalbedingungen“ zu betrachten; hier wurde die Fahrt mit 69 km/h Geschwindigkeit im 4. Gang als „normal“ ausgewählt.

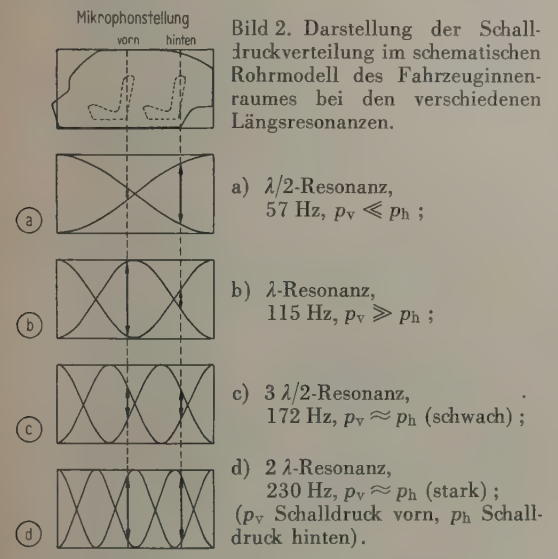
Der Vergleich der Kurven für den Wagen im serienmäßigen Zustand (im Bild 1 links) und für

⁵ Zur Wahl der Versuchsbedingungen für Luftschallaufnahmen siehe G. BOBBERT [5].

⁶ Zur Geräuschanalyse wurden Bandschleifen angefertigt, die mit vierfacher Geschwindigkeit (76 cm/s, Normalgeschwindigkeit 19 cm/s) abgespielt wurden. Durch diese Frequenztransformation wurde der Analysierbereich in gewünschtem Maße nach tiefen Frequenzen verlagert.

das ausgespritzte Fahrzeug (im Bild 1 rechts) veranschaulicht die Begrenztheit der Geräuschminderung durch das Entdröhnungsmittel.

Ein wesentlicher Unterschied zwischen den Kurvenscharen fällt auf; in den Scharen für den entdröhten Wagen treten Maxima bei bestimmten Frequenzen, die im Bild 1 markiert sind, stärker hervor als in den Kurven auf der linken Seite dieses Bildes. Die Frequenzen der Maxima liegen bei den hinteren Sitzen zum Teil an anderen Stellen als bei den vorderen. Dieser Befund ist an Hand von Bild 2 leicht zu deuten (siehe auch [5]).



Die Maxima sind mit Ausnahme desjenigen bei 25 Hz zurückzuführen auf dominierende Resonanzen der stehenden Wellen des Luftschalles im Innenraum in Längsrichtung des Wagens. Man kann den Innenraum mit einem an beiden Enden starr abgeschlossenen Rohr der Länge $l = 3,0$ m vergleichen (siehe Bild 2). Die Resonanzfrequenzen der Luftsäule in einem solchen Rohr liegen bei den durch die Gleichung $l = n\lambda/2$ (n ganzzahlig, λ die Wellenlänge in Luft) bestimmten Frequenzen, d. h. für $n = 1, \dots, 4$ und 343 m/s Schallgeschwindigkeit bei 57, 115, 172 und 230 Hz. Die Verteilung der Schalldruckknoten und -bäuche bei diesen Resonanzen ist im Bild 2 dargestellt. Dieses Bild lehrt zusammen mit Bild 1, daß tatsächlich das Modellrohr dem Innenraum bei der vorliegenden Betrachtung in sehr guter Näherung äquivalent ist; man ersieht aus ihr ohne weiteres, warum im Bild 1 die 120-Hz-Resonanz an den vorderen Sitzen stärker hervortritt als an den hinteren, und warum bei der 57-Hz-Resonanz der umgekehrte Befund zutrifft.

Auch das Maximum in den Frequenzkurvenscharen bei 25 Hz ist auf eine Resonanz zurückzuführen. In

diesem Falle handelt es sich um die Schwingung eines Masse-Feder-Systems, in dem das Luftpolster des Innenraumes die Federung und die umgebenden Wandungsteile die schwingenden Massen darstellen.

Aus Bild 1 gewinnt man das wichtige Ergebnis (vgl. Abschnitt 4), daß die angeführten Luftraumresonanzen durch die Dämpfungsmaßnahmen an den Karosserieblechen nicht wesentlich zu beeinflussen sind. Deshalb treten die Resonanzmaxima in den durch diese Maßnahmen im allgemeinen gesenkten Frequenzkurven des Schalldruckpegels im ausgespritzten Wagen stärker hervor als in den Kurven des Pegels im serienmäßigen Zustand des Fahrzeugs. Die ihnen zugeordnete Schallenergie gehört also vorwiegend zu dem im Abschnitt 2 definierten Energieanteil E_L , der seinen Weg in den Innenraum nicht in Form freier BiegeWellen über die Wandungen nimmt.

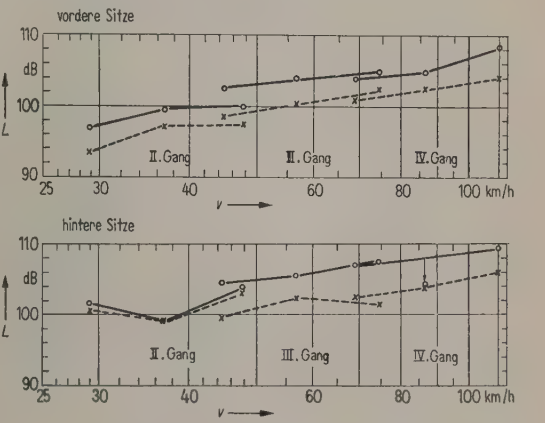


Bild 3. Gesamtschalldruckpegel L im Fahrzeug ohne und mit Entdröhnungsmittel als Funktion der Fahrtgeschwindigkeit v für zwei verschiedene Aufnahmeorte (vordere und hintere Sitze); —○— ohne Entdröhnungsmittel, —x— mit Entdröhnungsmittel.

Bild 3 zeigt die gemessenen Schalldruckpegel (in dB über $2 \cdot 10^{-4}$ μ bar) bei den verschiedenen Fahrtbedingungen. Von einer Ausnahme im Falle des 2. Ganges abgesehen, die in bezug auf die zur Diskussion stehenden Geräuschprobleme bedeutungslos ist, nimmt der Pegel gleichmäßig mit der Fahrtgeschwindigkeit zu⁷. Auch nach diesem Befund genügt es also, die Untersuchungen auf eine bestimmte „normale“ Fahrtbedingung zu beschränken.

Die Ergebnisse bei den gewählten „Normalbedingungen“, Fahrt auf der Kleinpflasterstraße mit

⁷ Das Herausfallen einzelner Meßpunkte aus den glatten Kurvenverläufen ist auf zufällige Meßfehler zurückzuführen, die bei den schwierigen Bedingungen der Messungen während der Fahrt schwer zu vermeiden sind.

69 km/h Geschwindigkeit im 4. Gang, sind demnach als charakteristisch für das untersuchte Fahrzeug anzusehen. Darüber hinaus dürften sie auch repräsentativ für viele andere Personenkraftwagen sein.

Aus Bild 3 ist quantitativ zu entnehmen, daß durch den dämpfenden Belag im Mittel eine Senkung des Luftschallpegels im Innenraum um 4 dB erzielt worden ist.

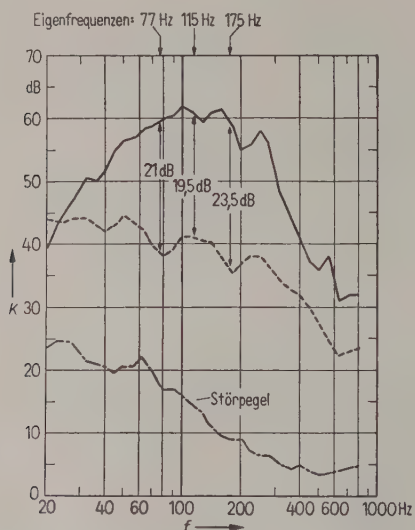


Bild 4. Durch Terzsiebanalyse gewonnene Frequenzkurven des an der vorderen Trennwand aufgenommenen Körperschallpegels K für das Fahrzeug ohne dämpfenden Blechbelag (ausgezogene Kurve) und mit dämpfendem Belag (gestrichelte Kurve) bei 69 km/h im 4. Gang.

Die Bilder 4 und 5 sind charakteristische Beispiele der gemessenen Frequenzkurven des Festkörperschallpegels in den Teilen der Wandungen des Innenraumes bei den „Normalbedingungen“. Der Pegel ist bezogen auf ein bestimmtes Niveau, das zahlenmäßig nicht interessiert. Die in die Bilder eingetragenen Eigenfrequenzen wurden im Standversuch bestimmt⁸.

Der Verlauf der Frequenzkurven der Bilder 4 und 5 entspricht der Erwartung (vgl. Abschnitt 2). Bei tiefen Frequenzen unterhalb der tiefsten Resonanzfrequenz bringt der Belag keinen Gewinn⁹. Dagegen

⁸ Es ist streng genommen zu beachten, daß für die Festkörperschallmessungen Beschleunigungsmesser benutzt wurden; die Energiekomponenten bei den höheren Frequenzen des interessierenden Bereichs werden dadurch überbetont, was besonders bei den Gesamtpegelmessungen von Belang ist. Bei den hier vorliegenden mehr qualitativen Abschätzungen kann diese Gegebenheit in Kauf genommen werden, zumal die Überbetonung der höherfrequenten Energiekomponenten wegen der mit wachsender Frequenz im Meßbereich zunehmenden Ohrempfindlichkeit näherungsweise dem Hörindruck entspricht.

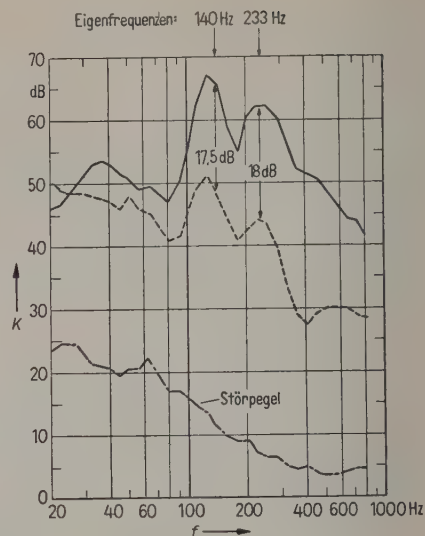


Bild 5. Durch Terzsiebanalyse gewonnene Frequenzkurven des an der rechten Seitenwand aufgenommenen Körperschallpegels K für das Fahrzeug ohne dämpfenden Blechbelag (ausgezogene Kurve) und mit dämpfendem Belag (gestrichelte Kurve) bei 69 km/h im 4. Gang.

ist die Pegelsenkung an den Resonanzstellen der Wandteile beträchtlich; sie entspricht der schon im Abschnitt 2 benutzten Abschätzung an Hand der gemessenen Dekremente für die Bleche ohne Belag, die in Tabelle I zusammengestellt sind. Besonders im Bild 5 ist die Unterdrückung der Resonanzspitzen durch den Belag deutlich.

Oberhalb der in den Bildern angegebenen Frequenzen der Grundresonanzen sind die Wellenlängen der freien Biegewellen in den Blechen bereits so kurz, daß es bei der großen Dämpfung nicht mehr zu einer nennenswerten Ausbildung von Resonanzschwingungen kommt und die Absorption der sich über die Karosserie ausbreitenden freien Biegewellen in den Vordergrund des Interesses rückt. Nach den Bildern 4 und 5 beträgt in diesem Bereich die Pegelsenkung durch den dämpfenden Belag im Mittel etwa 10 dB.

In Tabelle I sind für die verschiedenen Wandungsteile die wichtigsten Ergebnisse der Festkörperschallmessungen im Fahrt- und im Standversuch zusammengestellt, nämlich in Spalte 1 die „Verbesserung“ (Senkung) des gemessenen Gesamtpegels des Festkörperschalles durch den dämpfenden Belag, in den Spalten 2 und 3 die am unausgespritzten Wagen (mit der vollständigen Innenausstattung) gemessene

⁹ Die Überschneidungen der Kurven für die beiden Zustände des Wagens im Bereich tiefer Frequenzen sind für die vorliegenden Überlegungen nicht wesentlich, und die Gründe für sie können deshalb hier außer Betracht bleiben.

Tabelle I

Meßstelle	1 Verbesserung des Festkörperschall-Gesamtpegels	2 Eigenfrequenz f_0	3 logarithm. Dekrement Δ_0	4 Pegelsenkung durch Entdröhn- ungsmittel bei der Frequenz f_0
	dB	Hz		dB
linkes Bodenblech (vorn)	4,5	90 112	0,13 0,12	20,0 11,5
linkes Bodenblech (hinten)	2,5	216	0,1	11,5
rechtes Bodenblech (Mitte)	6,0	—	—	—
vordere Trennwand	16,0	77	$> 0,1$	21,0
		115	$> 0,1$	19,5
		175	0,21	23,5
Windschutzscheibe	13,5	145	$> 0,1$	14,0
		184	$> 0,1$	13,5
Türscheibe (rechts)	8,0	—	—	—
Seitenwand (rechts)	11,5	140	0,1	17,5
		233	0,12	18,0
Seitenscheibe (rechts)	10,5	—	—	—
Motortrennwand (Holm)	15,0	—	—	—
Dachmitte	9,0	—	—	—

nen Eigenfrequenzen f_0 mit den zugehörigen, bereits erwähnten Dekrementen Δ_0 und in Spalte 4 die Pegelsenkungen an den Resonanzstellen nach Spalte 2, die den durch Terzsiebanalyse gewonnenen Frequenzkurven entnommen sind. Man sieht, daß auch in den Wandungsblechen, deren Frequenzkurven hier nicht wiedergegeben sind, die Pegelsenkung bei den Resonanzfrequenzen im wesentlichen den mit Hilfe der gemessenen Dekremente nach den Überlegungen des Abschnitts 2 abgeschätzten Werten entspricht. Einer besonderen Deutung bedarf dabei die Pegelminde- rung in den Fenstern, insbesondere in der Wind- schutzscheibe, für die ja ein dämpfender Belag nicht in Frage kommt. Hier wirkt sich die Vergrößerung der Ausbreitungsdämpfung in den Karosserieblechen durch den Belag aus, die zur Folge hat, daß den Fenstern weniger Schwingungsenergie in Form freier Biegewellen von den Quellen her zugeführt wird; eine besondere Rolle spielt bei der Windschutzscheibe die benachbarte vordere Trennwand, deren stark gedämpfte Resonanzen nahe bei denen der Wind- schutzscheibe liegen.

¹⁰ Im ausgespritzten Fahrzeug sind die Abklingzeiten der Eigenschwingungen so kurz, daß die Dekremente nicht mehr meßbar sind.

Die „Verbesserungen“ im Gesamtkörperschall- pegel nach Spalte 1 ergeben im Mittel etwa 10 dB. Dabei ist zu beachten, daß der von den Quellen ab- gestrahlte Luftschall, der unmittelbar durch die Wan- dungen hindurchtritt (vgl. Abschnitt 2), in diesen Schwingungen erzwingt, die sich denen der freien Biegewellen überlagern. Wenn man diesen erzwun- genen Anteil ausschalten könnte, wäre eine etwas größere mittlere Pegelsenkung als die nach Spalte 1 der Tabelle zu erwarten. Der Wert 10 dB kann dem- nach als eine untere Schranke für die durch den Belag erreichte Senkung des Pegels der freien Biege- wellen und damit des Energieanteils E_K angesehen werden, wie es im Abschnitt 2 geschehen ist ¹¹.

4. Folgerungen aus den Meßergebnissen

Mit den in den vorangehenden Abschnitten wie- dergegebenen Meßwerten ergibt sich für die Energie- bilanz des Luftschalles im Innenraum an Hand der Gl. (4) das folgende Bild:

Verhältnis der Gesamtenergie E im serienmäßigen Zustand des Wagens zur Gesamtenergie E_{red} nach dem Aufbringen des dämpfenden Belages

$$E/E_{red} = 2,5,$$

entsprechend einer Senkung des Gesamtpegels um 4 dB;

Reduktionsfaktor R des durch die Dämpfungs- maßnahmen an den Blechen beeinflussbaren Ener- gieanteils E_K

$$0,03 \lesssim R \lesssim 0,10,$$

entsprechend einer Minderung von E_K um 10 bis 15 dB;

Verhältnis von E_K zum nicht beeinflussbaren Energieanteil E_L

$$1,6 \lesssim E_K/E_L \lesssim 2,0.$$

Die beiden Energiekomponenten sind also von der gleichen Größenordnung. Selbst wenn es gelänge, den durch die Dämpfungsmaßnahmen und außerdem durch Maßnahmen der Schwingungs isolation beein- flussbaren Anteil E_K völlig auszuschalten ($R=0$), wäre danach günstigstenfalls eine Pegelsenkung um nur etwa 5 dB zu erreichen ($E/E_{red}=3$, entsprechend $E_K/E_L=2$ für $R=0$). Ein ähnliches Ergebnis dürfte für viele andere Personenkraftwagentypen zu erwar- ten sein.

Um also bei den Bemühungen um die Geräusch- minderung im Fahrzeuginneren weitere Fortschritte zu erzielen, ist es erforderlich, an der durch die Entdröhnungsmaßnahmen an den Blechen nicht be-

¹¹ Daß die Pegelsenkung an den Bodenblechen ver- hältnismäßig gering ist, dürfte auf die Nähe der Roll- geräuschquelle zurückzuführen sein, deren Luftschall besonders starke erzwungene Schwingungen der benach- barten Bodenbleche zur Folge hat.

einflußbaren Komponente E_L anzugreifen. Erst wenn es gelingt, auch diese erheblich herabzusetzen, kann die Dämpfung der Bleche voll zur Wirkung kommen.

In erster Linie wird man als Möglichkeit zur Reduktion von E_L die Verbesserung der Luftschallisolation in Betracht zu ziehen haben. Eine verhältnismäßig starke Wirkung sollte gegebenenfalls durch Maßnahmen an den Bodenblechen (der „Trennwand“ zur Rollgeräuschquelle) und an der Trennwand zum Motorraum zu erreichen sein.

Ein weiteres Mittel der Reduktion von E_L sind Luftschallabsorptionsmaßnahmen im Innenraum. Vor allem die störenden Luftschallresonanzen in Längsrichtung des Innenraumes, die durch die Blechdämpfung nicht beeinflußt werden (siehe Abschnitt 3 und Bild 1), wären dabei zu bekämpfen. Dies ist nur durch auf sie abgestimmte Resonatoren vom Typ der Helmholtz-Resonatoren möglich, die auf die einzelnen Resonanzfrequenzen der Längsschwingungen abgestimmt, in ihrer Dimensionierung an den Innenraum angepaßt und an geeigneter Stelle (im Druckbauch der stehenden Welle) angebracht werden müssen. Solche Resonatoren haben zwar einen verhältnismäßig großen Raumbedarf, der jedoch bei zweckmäßiger Anordnung tragbar sein sollte.

Es bleibt zu ergänzen, daß eine Maßnahme, die beide Energiekomponenten (E_K und E_L) mindern

würde, die Schwächung der Schallquellen, insbesondere der Rollgeräuschquelle, ist. Das Rollgeräusch kann erheblich herabgesetzt werden, u. a. durch eine Verbesserung der Straßendecken.

Die Verfasser sind der Firma Dr. A. STANKIEWICZ G.m.b.H., Celle, die den Kraftwagen für die Untersuchungen dieser Arbeit zur Verfügung gestellt und die Dämpfungsmaßnahmen an den Karosserieblechen durchgeführt hat, zu Dank verpflichtet.

Zu danken haben sie ferner den Kollegen in der PTB, die an den Messungen beteiligt waren, insbesondere Herrn Ing. G. HANSLIK, der die im Abschnitt 3 behandelten Messungen zum erheblichen Teil durchgeführt hat, und den technischen Assistentinnen Fräulein M.-L. ANGELROTH und Fräulein A. PAX für ihre Mitwirkung bei der Auswertung der Meßergebnisse.

(Eingegangen am 8. Juni 1957.)

Schrifttum

- [1] OBERST, H. und BECKER, G. W. unter Mitwirkung von FRANKENFELD, K., *Acustica* 4 [1954], Beiheft 1, 433.
- [2] MEYER, E., PARKIN, P. H., OBERST, H. und PURKIS, H. J., *Acustica* 1 [1951], 17.
- [3] CREMER, L., *Acustica* 3 [1953], 317.
- [4] GÖSELE, K., *Gesundheits-Ing.* 75 [1954], 282.
- [5] BOBBERT, G., *Dtsch. Kraftfahrtforsch.* H. 91. Düsseldorf 1956.

Buchbesprechung

VDI-Richtlinien 205–210, Messung mechanischer Schwingungen. Beuth-Vertrieb GmbH., Berlin W 15, 1957, 190 Seiten, zahlreiche Bilder und Übersichtstafeln, DIN A 4, DM 52,50 (für VDE-Mitglieder DM 47,25).

Unter Mitwirkung von Mitgliedern des VDI-Ausschusses für Schwingungsmessungen sind diese Richtlinien auf Anregung von Prof. Dr.-Ing. KLOTTER von Dipl.-Phys. H. WILKE ausgearbeitet worden. Wie im Vorwort betont wird, handelt es sich nicht um ein Lehrbuch, sondern um einen Wegweiser für die Durchführung von Schwingungsmessungen. Dementsprechend beschränken sich die theoretischen Ausführungen auf zwei knapp gefaßte Kapitel über Begriffsbestimmungen (DIN 1311) und die Dynamik des Schwingers mit einem Freiheitsgrad. Der Hauptteil der Richtlinien befaßt sich mit den Meßgeräten, mit der Durchführung und Auswertung von Schwingungsmessungen.

An einer Auswahl von Beispielen aus dem Bau-, Maschinen- und Fahrzeugwesen wird gezeigt, wie aus einem speziellen Schwingungsproblem die Meßaufgabe formuliert und das geeignete Meßprinzip ausgewählt wird. Nach einer kurzen Klassifizierung der Meßgeräte wird in Tabellenform eine reichhaltige Übersicht über die verschiedenen Verfahren zur Messung von mechani-

schen Schwingungen einschließlich der Verarbeitung der elektrischen Spannungen, Einrichtungen zur Phasenmessung und Zeitgeber gegeben. Daran schließt sich eine umfangreiche Tabelle, in der für die verschiedensten Meßvorgänge mehrere geeignete Versuchsanordnungen zur Auswahl gestellt werden. Für zahlreiche Meßgeräte sind Angaben über Hersteller und Arbeitsbereich angeführt, und die grundsätzlichen Fragen der Begrenzung des Anwendungsbereiches sowie der Kalibrierung von Schwingungsmeßgeräten werden behandelt.

Schließlich wird auf die bei der praktischen Durchführung von Schwingungsmessungen auftretenden Fragen (mit speziellen Beispielen von Schwingungsmessungen an Flugzeugen und Auswuchten im Betriebszustand) und auf die Auswertung der Meßergebnisse eingegangen.

Besondere Erwähnung verdient das über 600 Nummern enthaltende Schrifttumsverzeichnis.

Das in den Richtlinien zusammengetragene und übersichtlich geordnete Material bietet dem, der sich neu mit dieser Materie befassen will, einen guten Überblick und wird auch den bereits mit Schwingungsmessungen Vertrauten manche Anregung vermitteln.

R. MARTIN

KÖRPERSCHALLAUSBREITUNG IN BAUKÖRPERN AUS HOMOGENEN UND ZUSAMMENGESETZTEN BAUSTOFFEN

von J. RUPPRECHT

III. Physikalisches Institut der Universität Göttingen

Zusammenfassung

An Stäben aus homogenen und zusammengesetzten Baustoffen wurde im Frequenzbereich von 100 bis 10 000 Hz die Körperschallausbreitung bei Anregung zu fortschreitenden und stehenden Dehn- und Biegewellen untersucht. Es zeigte sich, daß zusammengesetzte Baukörper in Übereinstimmung mit der Theorie Filter mit Tiefpaßeigenschaften darstellen. Hinweise für die Körperschalldämpfung in der Bautechnik werden gegeben.

Summary

The propagation of structure-borne sound in homogeneous and heterogeneous rods of building materials was measured in the range 100 to 10 000 c/s. The measurements were carried out under travelling wave as well as standing wave conditions, and it was found that in accordance with theory the heterogeneous building elements could be represented as low pass filters. Suggestions are made for the attenuation of structure-borne sound in building construction.

Sommaire

On a étudié dans le gamme de fréquences 100 à 10 000 Hz la propagation des vibrations dans des barreaux en matériaux simples ou composites, dans lesquels on a excité des ondes longitudinales ou de flexion, progressives ou stationnaires. On a constaté, conformément à la théorie, que les éléments de construction en matériaux composites se comportent comme des filtres passe-bas. On donne des indications sur la façon d'amortir les vibrations dans les constructions.

1. Einleitung

Schallgeschwindigkeiten und -dämpfungen von Baustoffen sind schon oft und eingehend untersucht worden. Zum Beispiel zeigen Messungen von R. SCHMIDT [1] sowie KUHL und KAISER [2], daß die Materialverluste außerordentlich niedrig sind und die Verlustfaktoren $\eta = \tan \delta$ von Beton- und Ziegelstangen bei Anregung zu Dehn- und Biegewellen nur in der Größenordnung von 10^{-2} liegen. In der Bautechnik ist aber eine möglichst hohe Körperschalldämpfung erwünscht, damit die Schallausbreitung auf Nebenwegen niedrig bleibt.

Verwendet man als Baumaterial sandgefüllte Hohlziegel oder Hohlbausteine, dann entstehen in daraus zusammengesetzten Stäben bei Körperschallanregung zusätzliche Verlustdämpfungen. KUHL und KAISER konnten zeigen, daß es insbesondere die Schubwellenresonanzen der Sandfüllungen sind, die im Versuch räumliche Dämpfungen von etwa 5 dB/m verursachen.

In der folgenden Arbeit wird über Untersuchungen der Körperschallausbreitung in gemauerten Stangen aus verschiedenen Bausteinen berichtet. Besondere Bedeutung hat dabei die Frage, ob Mauerfugen oder geeignete Anordnung der Materialien zusätzliche Sperrdämpfungen verursachen können. Außer-

dem werden die Wellengeschwindigkeiten und Verlustfaktoren bei Dehn- und Biegewellenanregung für eine Reihe homogener Baustoffe in Abhängigkeit von der Frequenz bestimmt, um eine rechnerische Behandlung der Körperschallausbreitung in aus diesen Materialien zusammengesetzten Stäben zu ermöglichen. Dadurch lassen sich theoretische Aussagen über Sperrgebiete und deren Grenzfrequenzen gewinnen. Die Messungen zeigen, daß z. B. Ziegelstangen mit weichen Mörtelfugen oder Stäbe aus Steinen unterschiedlicher Dichte bei Dehn- und Biegewellenanregung Tief- und Bandpässe darstellen. — Wir wenden uns zunächst der theoretischen Behandlung der Körperschallausbreitung in Stäben zu.

2. Bemerkungen zur Theorie der Körperschalldämpfung

Ein längsschwingender Stab von gleichförmigem Querschnitt kann als Vierpol betrachtet werden, solange seine Querabmessungen klein gegenüber der Wellenlänge sind. Er verhält sich wie ein Leitungstück der Länge l mit der Ausbreitungskonstante γ und den Leitungsgleichungen

$$\begin{aligned} p_e &= p_a \cosh \gamma l - v_a Z \sinh \gamma l, \\ v_e &= v_a \cosh \gamma l - \frac{p_a}{Z} \sinh \gamma l. \end{aligned} \quad (1)$$

Der Wellenwiderstand Z ist in diesem Fall zu $Z = F \varrho c_L$ aus der Dichte ϱ und der Wellengeschwindigkeit $c_L = \sqrt{E/\varrho}$ zu bestimmen. p ist die senkrecht auf den Stabquerschnitt F wirkende Kraft, v die Schnelle, E der Elastizitätsmodul. Die Dehnwellenausbreitung in einem Stab ist vollkommen leitungstheoretischer Behandlung zugänglich. Somit können auch Stäbe, die aus mehreren Stücken verschiedenen Materials bestehen, als Kettenleiter betrachtet werden. Wir beschränken uns auf den Fall einer dreiteiligen Kombination gleichen Querschnittes, z. B. zwei Ziegeln der Länge $l_1/2$, die durch eine Mörtelfuge (l_2) getrennt sind (vgl. Bild 1).

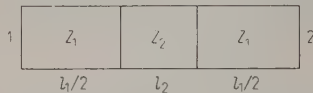


Bild 1. Dreiteilige Kombination.

Vierpoltheoretisch [3] erhält man die Kettenmatrix des resultierenden Vierpols und damit das Übertragungsmaß der Anordnung als Dreifachprodukt der einzelnen Kettenmatrizen. Hier also für den verlustlosen Fall

$$\begin{pmatrix} p_2 & 0 \\ v_2 & 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_1 & -j Z_1 S_1 \\ -j \frac{1}{Z_1} S_1 & C_1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} C_2 & -j Z_2 S_2 \\ -j \frac{1}{Z_2} S_2 & C_2 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} C_1 & -j Z_1 S_1 \\ -j \frac{1}{Z_1} S_1 & C_2 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} p_1 & 0 \\ v_1 & 0 \end{pmatrix}, \quad (2)$$

$$C_1 = \cos \omega \frac{l_1}{2c_1}, \quad S_2 = \sin \omega \frac{l_1}{2c_1},$$

$$C_2 = \cos \omega \frac{l_2}{c_2}, \quad S_1 = \sin \omega \frac{l_2}{c_2};$$

$$\begin{pmatrix} p_2 & 0 \\ v_2 & 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cosh \alpha_1 & -j B_{12} \\ -j B_{21} & \cosh \alpha_1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} p_1 & 0 \\ v_1 & 0 \end{pmatrix}. \quad (3)$$

In der resultierenden Kettenmatrix ist dann nach Umformung der trigonometrischen Funktionen

$$\begin{aligned} \cosh \alpha_1 &= \cos \omega \frac{l_1}{c_1} \cdot \cos \omega \frac{l_2}{c_2} - \\ &\quad - \frac{Z_1 + Z_2}{2 Z_1} \sin \omega \frac{l_1}{c_1} \cdot \sin \omega \frac{l_2}{c_2}. \end{aligned} \quad (4)$$

Die Anwendung¹ von Gl. (4) erfolgt zweckmäßigerweise in einer anderen Form:

¹ MASON [4] fand auf andere Weise eine entsprechende Beziehung für gleichlange Teilstücke ($l_1 = l_2$).

$$\begin{aligned} \cosh \alpha_1 &= \frac{A+1}{2} \cos \omega \left(\frac{l_1}{c_1} + \frac{l_2}{c_2} \right) - \\ &\quad - \frac{A-1}{2} \cos \omega \left(\frac{l_1}{c_1} - \frac{l_2}{c_2} \right), \end{aligned} \quad (5)$$

$$A = \frac{Z_1 + Z_2}{2 Z_1},$$

die zur graphischen Auswertung geeignet ist.

Man erkennt, daß die angeführte Kombination ein Tief- und Bandpaß ist. Seine Grenzfrequenzen folgen aus $\cosh \alpha_1 = \pm 1$. Die maximalen Wellendämpfungen je Meter erreichen um so höhere Werte, je mehr Anordnungen dieser Art auf die Längeneinheit entfallen. Dabei werden die Flanken der Sperrbereiche steiler. Die Stäbe bestehen aus diesen Kombinationen von je drei Teilstücken der Längen $l_1/2$ und l_2 (vgl. Bild 1). Mit Hilfe von Gl. (5) wurde parallel zum Experiment der Dehnwellendämpfungsverlauf für die verschiedenen Anordnungen berechnet.

Die analoge rechnerische Behandlung von Dämpfungen bei Biegekettenteilern [5] ist bei der vorliegenden Fragestellung nicht durchführbar, da experimentell nicht alle benötigten Rechenwerte bestimmbar und die Ergebnisse wegen der bei etwa 1000 Hz auftretenden ungeteilten Schwingungsformen (vgl. Bild 4) für höhere Frequenzen nicht mehr gültig sind. Es wurde deshalb zur Abschätzung der zu erwartenden Effekte die folgende, von CREMER [6] angegebene Formel verwendet, welche die „Durchlaßfrequenz“ einer zwischen zwei unendlich langen, gleichartigen Stäben eingebauten Dämmschicht gibt:

$$f_0 = \frac{1,8 c_L}{\pi^2} \sqrt{\frac{E_2^2}{E_1^2 H h^2}}. \quad (6)$$

Darin bedeuten c_L die Dehnwellengeschwindigkeit und E_1 den Elastizitätsmodul des Stabmaterials, E_2 den Elastizitätsmodul und h die Dicke der Zwischenschicht, H ist die Dicke des Stabes. E_1 und E_2 sind aus den betreffenden Dehnwellengeschwindigkeiten nach $c_L = \sqrt{E/\varrho}$ genügend genau zu bestimmen. Erst nach Überschreitung dieses Durchlaßbereiches steigt die Dämpfung mit etwa 9 dB/Oktave wesentlich an. Vereinfachend ist bei Gl. (6) eine für alle Materialien gleiche Poisson-Konstante von 0,3 angenommen. Die Durchlaßfrequenzen liegen deshalb bei Stoffen mit extrem kleinem Schubmodul etwas tiefer als die nach Gl. (6) errechneten.

3. Meßanordnung und Durchführung der Messungen

Die Messungen erfolgten, wie bereits erwähnt, an Stangen aus einheitlichem Material und an solchen, die aus Kombinationen verschiedener Materialien, z. B. Ziegeln mit Mörtelfugen oder Ziegeln mit

Schwemmsteinen, verbunden durch Zementmörtel 1 : 6, bestanden. In jedem Fall breitete sich der Körperschall eindimensional aus. Die Stangen lagen auf einer 2 cm dicken, weichen Moosgummischicht.

Als Sender diente im Frequenzbereich bis 3000 Hz ein dynamisches System, im höheren Frequenzbereich ein piezoelektrischer Wandler, mit dem das Meßobjekt zu Dehnwellen oder vertikal bzw. horizontal zu Biegewellen angeregt wurde. Mit einem Kristalltonabnehmer und kleinen piezoelektrischen Systemen wurde die Schnelleamplitude entlang der Stangen abgetastet oder in anderen Meßreihen am Ende der Stäbe die Resonanzkurve aufgenommen.

Phasengeschwindigkeiten für Dehn- und Biegewellen wurden entweder durch Bestimmung der Resonanzfrequenzen (bei bekannter Stablänge) oder durch Messung des Phasenganges längs der Stange ermittelt. Die Dehnwellengeschwindigkeiten werden zur rechnerischen Behandlung des Problems benötigt.

Dämpfungsmessungen wurden nach zwei Verfahren durchgeführt. Einmal wurden an 8 m langen Stäben, deren Enden durch einen 2,5 m langen sandgefüllten Kasten reflexionsfrei abgeschlossen waren, die Amplituden der fortlaufenden Wellen bestimmt. Wenn diese Anordnung nicht anwendbar war (geringe Dämpfungen, kurze Mörtelstäbe, Versuche mit Belastung), wurde die Halbwertsbreite [1] der Stabresonanzen gemessen. Beide Methoden wurden zur Kontrolle auch nebeneinander angewendet. Die Anregung erfolgte durchweg sinusförmig und stationär, wobei die Schwingungsamplitude auf einen mittleren Wert (etwa 10^{-4} cm) eingeregelt war. Es zeigte sich nämlich, daß bei inhomogenen Stäben die gemessenen Dämpfungen von der Amplitude der Anregung abhängig waren. Diese Nichtlinearität hatte ihre Ursache in Rissen und kleinen Unregelmäßigkeiten an den Verbindungsstellen von Mörtel und Steinen. Bei sorgfältigster Ausführung der Stangen ließ sich jedoch dieser Einfluß weitgehend vermeiden.

Zwischen der gemessenen räumlichen Dämpfung α und der Halbwertsbreite sowie dem Verlustfaktor bestehen die folgenden Beziehungen. Der Verlustfaktor η , d. h. der Tangens des Verlustwinkels eines schwingenden Stabes, ist gleich der Halbwertsbreite. Die Dämpfung einer ebenen fortschreitenden Welle sei in diesem Material α , dann ist für kleine Werte von η

$$\alpha_1 \lambda_1 = 8,686 \pi \eta \text{ [dB] für Dehnwellen,} \quad (7)$$

$$\alpha_b \lambda_b = 8,686 \frac{\pi}{2} \eta \text{ [dB] für Biegewellen.} \quad (8)$$

Im zuletzt angeführten Fall ist bei höheren Werten von η

$$\eta = \tan \left(2\pi - 4 \arctan \frac{2\pi}{\alpha \lambda} \right) \quad (9)$$

zu schreiben (vgl. R. SCHMIDT [1]).

4. Meßergebnisse und ihre Diskussion

4.1. Messungen an einer mit Kalkmörtel gemauerten Ziegelstange

An einer 8 m langen, auf 2 cm Moosgummi hochkant liegenden Stange des Querschnittes $6,5 \text{ cm} \times 11 \text{ cm}$ aus normal gebrannten Vollziegeln wurde die Amplitude der fortschreitenden Wellen bei Anregung zu Dehnwellen und zu vertikalen sowie horizontalen Biegewellen im Frequenzbereich von 100 bis 10 000 Hz gemessen. Die Fugendicke betrug 1 cm, das Mischungsverhältnis des mauergerecht bereiteten Kalkmörtels war 1 : 3. Sorgfältig wurde dabei beachtet, daß keine Risse im Material vorhanden waren oder sich an den Verbindungsstellen ausbildeten. Ein 2,5 m langer sandgefüllter Kasten schloß die Stange reflexionsfrei ab (Reflexionsgrad $< 10\%$ bei 100 Hz). Weiterhin wurden an einer Anzahl verschieden langer Ziegelstangen Resonanzen (nach Frequenz und Halbwertsbreite) gemessen. Die Bilder 2, 3, 4 geben nach vierwöchiger Trocknung erhaltene Werte wieder.

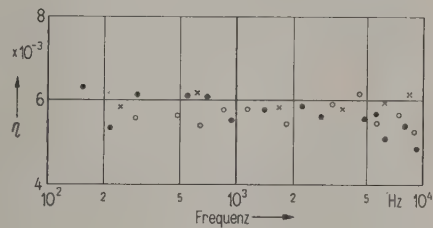


Bild 2. Verlustfaktor η einer Ziegelstange; \circ Dehnwellen, \bullet vertikale Biegewellen, \times horizontale Biegewellen.

Bild 2 zeigt den Verlustfaktor der Ziegelstange in Abhängigkeit von der Frequenz für Dehn- und Biegewellen. Die Frequenzabhängigkeit von η bei Anregung zu horizontalen Biegewellen ist nahezu identisch mit der bei vertikaler Anregung. Man sieht, daß der Verlustfaktor für alle Anregungsarten im betrachteten Frequenzbereich nahezu gleich und konstant ist.

Grenzfrequenzen sind nicht zu beobachten. Die Rechnung zeigt, daß bei dieser Anordnung bis 10 kHz besondere Dämpfungsgebiete fehlen und erst oberhalb dieser Frequenz merkliche Blinddämpfungen resultieren. Wie sich außerdem zeigte, hängt η erheblich von den verwendeten einzelnen Steinen ab².

In Bild 3 ist die Dehnwellengeschwindigkeit einer Ziegelstange dargestellt. Deutlich ist eine Abnahme der Phasengeschwindigkeit in der Nähe von 5 kHz

² Bei vergleichbaren Versuchsbedingungen bestimmten SCHMIDT [1] sowie KÜHL und KAISER [2] die Verlustfaktoren η von Ziegelstangen (gemittelt von 100 bis 500 Hz) zu $3 \cdot 10^{-3}$ bzw. $4 \cdot 10^{-3}$.

festzustellen. Es sei bemerkt, daß auch Dispersionsäste mit anderen Wellentypen und hohen Werten der Phasengeschwindigkeit gefunden wurden.

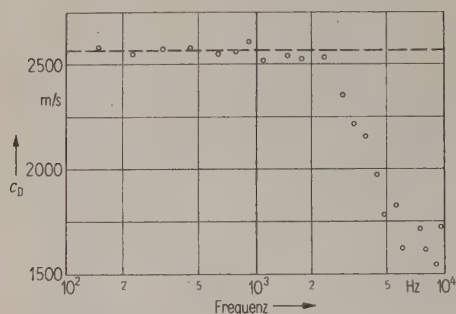


Bild 3. Dehnwellengeschwindigkeit einer Ziegelstange.

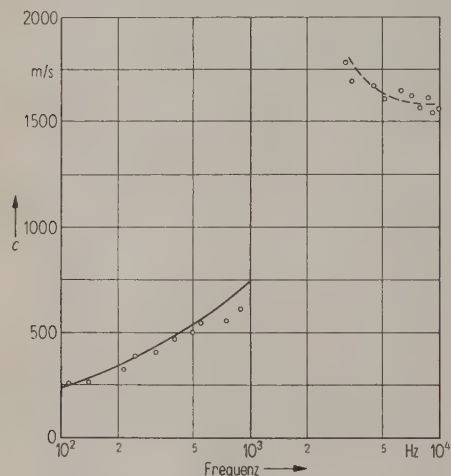


Bild 4. BiegeWellengeschwindigkeit einer Ziegelstange.

Bild 4 zeigt die Wellengeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Frequenz für BiegeWellen bei vertikaler Schwingungsrichtung. Wieder tritt bei 1000 Hz eine Änderung des Wellentyps ein.

4.2. Wellengeschwindigkeiten und Verluste von Mörtelstangen

Aus mauergerecht bereitetem Kalkmörtel mit dem Gewichtsverhältnis von 3 Teilen Sand und 1 Teil Kalk wurden zwei Stangen von 1,5 m und 2,5 m Länge und Ziegelquerschnitt ($6,5 \text{ cm} \times 11 \text{ cm}$) hergestellt, deren Wellengeschwindigkeiten und Verlustfaktoren bestimmt wurden. η wurde aus der Halbwertsbreite bei Resonanz ermittelt. In Bild 5 sind die Dehnwellengeschwindigkeiten nach zwei, vier und zwölf Wochen wiedergegeben.

Die generelle Frequenzabhängigkeit ähnelt derjenigen der Ziegelstange, nur liegen die Werte tiefer. Man erkennt, daß nach längerer Zeit die Ge-

schwindigkeitszunahmen geringer werden. Die Verlustfaktoren sind nach vierwöchiger Trocknung nahezu doppelt so groß (Bild 6) wie die der Ziegelstange.

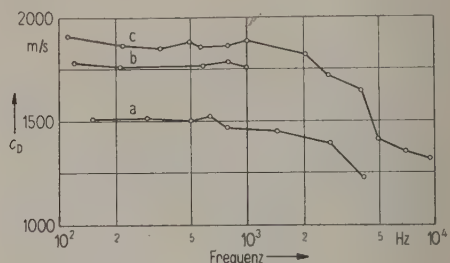


Bild 5. Dehnwellengeschwindigkeit von Kalkmörtel 1 : 3; a) nach 2 Wochen, b) nach 4 Wochen, c) nach 12 Wochen.

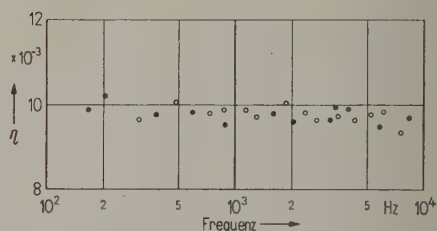


Bild 6. Verlustfaktor η von Kalkmörtel 1 : 3; \circ Dehnwellen, \bullet vertikale BiegeWellen.

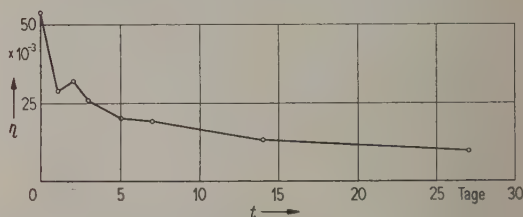


Bild 7. Zeitliche Änderung des Verlustfaktors von Kalkmörtel 1 : 3.

Aus Dehn- und BiegeWellenverlustfaktoren im Bereich von 200 bis 400 Hz gemittelte Werte sind in Bild 7 als Funktionen der Zeit aufgetragen. Die größten Änderungen des Verlustfaktors finden offensichtlich während der ersten drei Tage statt. Nach zwei Wochen nimmt η nur noch geringfügig ab.

4.3. Übersicht über Dehnwellengeschwindigkeiten, Verlustfaktoren und Dichten untersuchter Materialien

Die folgende Zusammenstellung enthält Ergebnisse von Messungen, die, wie in den Abschnitten 4.1 und 4.2 geschildert, an Stangen verschiedener Materialien mit Ziegelquerschnitt durchgeführt wurden. Der zeitliche Verlauf der Dehnwellengeschwindigkeit und des Verlustfaktors der Mörtelmischung

gen ähnelt dem des Mörtels 1 : 3. Biegewellenverluste und die zugehörigen Geschwindigkeiten wurden ebenfalls gemessen. Der Verlustfaktor η in der Tabelle I ist aus Dehn- und Biegewellenverlustfaktoren von 200 bis 400 Hz gemittelt, über den gleichen Frequenzbereich erfolgte die Mittelung von c_D . Die Stange aus getrocknetem Sand wurde mit 10% Wasser, jedoch ohne Kalkzusatz hergestellt.

Tabelle I
Dehnwellengeschwindigkeiten c_D , Verlustfaktoren η und Dichten ρ untersuchter Materialien

	c_D m/s	η	ρ g/cm ³	
Mörtel, feucht (10% Wasser)	205	0,05	1,6	
Sand getrocknet	510	0,03	2,06	Nach 28 Tg. gemessen
Mörtel (1:15)	980	0,02	2,05	
Mörtel (1:6)	1350	0,015	2,10	
Mörtel (1:3)	1800	0,01	2,08	
Beton (1:4)	3850	0,0055	2,24	
Ziegel	2590	0,005	2,18	Mit Kalk- mörtel 1:3 gemauert
Schwemmbeton- stein	1780	0,008	1,01	Mit Zement- mörtel 1:6 gemauert

4.4. Ziegelstangen ohne Gewichtsbelastung

Da die Messungen an Ziegelstangen, die mit normalem Kalkmörtel 1 : 3 gemauert sind, keine merklichen Sperrdämpfungen ergeben, wurden Untersuchungen an Ziegelstangen mit sandgefüllten Fugen durchgeführt, um ausgeprägte Sperrdämpfungsgebiete und Grenzfrequenzen durch große Wellenwiderstandsunterschiede der Teilstücke zu erzwingen. Nach Gl. (4) sind bei einer derartigen Anordnung um so höhere Blinddämpfungswerte und um so niedrigere Grenzfrequenzen zu erwarten, je unterschiedlicher die Dehnwellengeschwindigkeiten und damit die „Härten“ der beiden Teilstücke (hier Ziegel und Sand) sind.

Eine Ziegelstange wurde mit feuchtem Sand (10% Wassergehalt, Fugendicke 1 cm) „gemauert“ und in feuchtem Zustand longitudinal und vertikal angeregt. Die gefundenen Sperrdämpfungen gibt Bild 8 wieder. Es ist zu erkennen, daß die Anordnung ein Tiefpaß ist. Rechnerisch erhält man eine Dehnwellengrenzfrequenz von 1200 Hz, die wegen der unvermeidlichen Abweichungen der Fugendicke im Versuch erniedrigt und verbreitert ist. Die errechneten hohen Dämpfungswerte im ersten Sperrbereich entsprechen den gefundenen, der erste und die folgenden Einbrüche in der Dämmkurve sind gegenüber den theoretischen Werten stark aufgefüllt und auch in der Frequenz verschoben, was wahrscheinlich

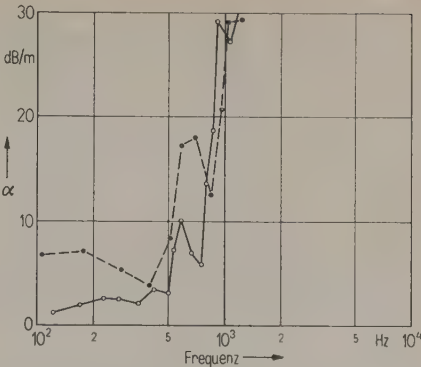


Bild 8. Dämpfung α einer Ziegelstange mit feuchten Sandfugen in Abhängigkeit von der Frequenz; \circ — \circ Dehnwellen, \bullet — \bullet Biegewellen.

zum Teil ebenfalls auf Ungleichmäßigkeiten der Fugendicke und, oberhalb der Querresonanz, auf Änderungen der Wellengeschwindigkeit zurückzuführen ist; die theoretische Behandlung geht ja von einer konstanten Dehnwellengeschwindigkeit aus. Die Dämpfungswerte für Biegewellen unterscheiden sich in der Nähe des Durchlaßbereiches wesentlich von denen für Dehnwellen.

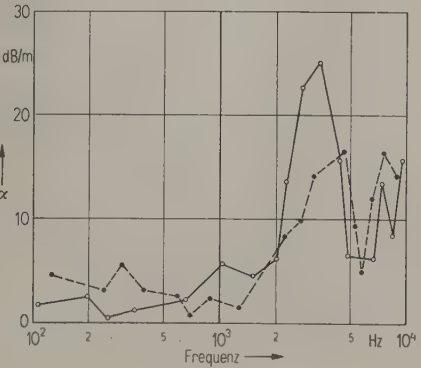


Bild 9. Dämpfung α einer Ziegelstange mit trockenen Sandfugen in Abhängigkeit von der Frequenz; \circ — \circ Dehnwellen, \bullet — \bullet Biegewellen.

Aus Bild 9 entnimmt man die Dämpfungen bei trockenen Fugen (nach 28 Tagen). Die theoretische Grenzfrequenz liegt hier bei 2400 Hz. Die maximale Dämpfung im ersten Sperrbereich liegt rechnerisch etwas höher als der experimentelle Wert.

Einen ähnlichen Gesamtverlauf der Dämpfungen kann man aus Bild 10 ablesen. In diesem Fall sind die Fugen mit weichem Kalkmörtel (1 : 15) gefüllt. Die rechnerische Dehnwellengrenzfrequenz (4450 Hz) stimmt gut mit dem gefundenen Wert überein. Das schmale theoretische Dämpfungsgebiet von 4450 bis 5450 Hz mit einem Dämpfungsmaximum von 11,5 dB/m ist dagegen verbreitert und ernied-

rigt. Die Dämpfungen für Biegewellenanregung liegen niedriger als die für Dehnwellenanregung (Bilder 9 und 10). Alle drei Bilder bestätigen die Abnahme der Blinddämpfungen bei Angleichung der Wellenwiderstände der Teilstücke aneinander.

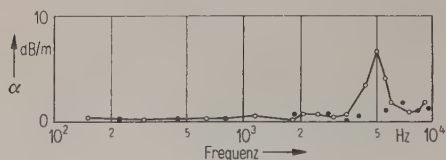


Bild 10. Dämpfung α einer Ziegelstange mit Kalkmörtelfugen 1:15 in Abhängigkeit von der Frequenz; ○ —○ Dehnwellen, ● Biegewellen.

4.5. Ziegelstangen mit Gewichtsbelastung

Die in den vorhergehenden Abschnitten mitgeteilten Versuche wurden an liegenden Stangen ohne zusätzliche Gewichtsbelastung vorgenommen. Die Messungen, über die in diesem Abschnitt berichtet wird, erfolgten an senkrecht stehenden Stangen von 2,5 m Länge und in anderen Versuchen an solchen mit zusätzlicher Belastung, um die tatsächlichen Verhältnisse nachzubilden; und zwar wurden die Stäbe mit verschiedenen Mörtelarten in einer Form gemauert, die noch bei nassem Zustand des Mörtels gelöst wurde, so daß das Gewicht der Stangen oder ein zusätzliches Gewicht auf den plastischen Mörtel wirken konnte. Die Stangen standen auf Gummi und waren seitlich mit Moosgummi abgestützt. Ein Teil der Meßpunkte wurde an den getrockneten Stangen nach der Resonanzmethode (niedrige Frequenzen) erhalten. Bei höheren Frequenzen wurden die Stangen am unteren Ende mit Sand reflexionsfrei abgeschlossen und die Amplituden der fortschreitenden Wellen aufgenommen. Angeregt wurde am freien oberen Ende. Die Dehn- und Biegewellendämpfungen

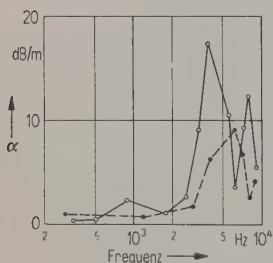


Bild 11. Dämpfung α einer senkrecht stehenden Ziegelstange (2,5 m) mit Sandfugen in Abhängigkeit von der Frequenz; ○ —○ Dehnwellen, ● — — ● Biegewellen.

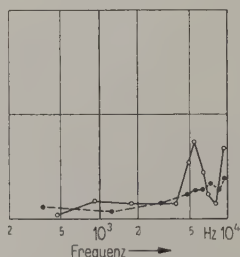


Bild 12. Wie Bild 11, jedoch mit 1 kp/cm² zusätzlicher Belastung.

gen sind allgemein niedriger als bei liegenden Stäben und gegen höhere Frequenzen verschoben, was auf eine Erhöhung der Steife und damit der Phasengeschwindigkeit des durch die Belastung unter Druck abgedunden Mörtels schließen läßt. Bild 11 läßt dies für eine mit Sand „gemauerte“ Ziegelstange erkennen, Bild 12 zeigt Meßergebnisse einer Stange, deren Fugen gleichfalls mit Sand gefüllt sind bei 1 kp/cm² zusätzlicher Belastung. Diese Flächenbelastung entspricht einer etwa 4,5 m hohen aufgesetzten Ziegelstange (Länge der Versuchsstange 2,5 m).

Bei weichem Mörtel (1:15) liegen die Dämpfungen noch niedriger (Bilder 13 und 14).

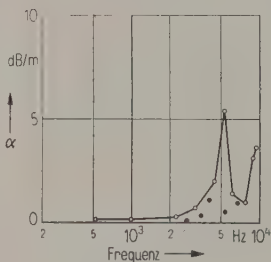


Bild 13. Dämpfung α einer senkrecht stehenden Ziegelstange (2,5 m) mit Mörtelfugen in Abhängigkeit von der Frequenz; ○ —○ Dehnwellen, ● Biegewellen.

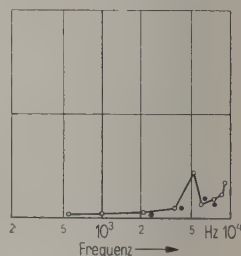


Bild 14. Wie Bild 13, jedoch mit 1 kp/cm² zusätzlicher Belastung.

Besondere Biegewellendämpfungsgebiete lassen sich hier überhaupt nicht mehr feststellen (vgl. Bild 10). Bei Mörtel 1:6 ist der Frequenzgang des Verlustfaktors der Stangen identisch mit dem bei Verwendung von Mörtel 1:3 erhaltenen Gang.

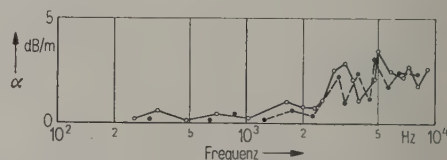


Bild 15. Dämpfung α einer Schwemmbetonstange mit trockenen Sandfugen in Abhängigkeit von der Frequenz; ○ —○ Dehnwellen, ● — — ● Biegewellen.

4.6. Stangen aus Großformat-Schwemmbetonsteinen

Da die Dichten getrockneten Sandes und verschiedener Kalkmörtel annähernd doppelt so groß sind wie die Dichte von Schwemmbetonstein, sind für Schwemmbetonstangen kleinere Blinddämpfungen als bei den entsprechenden Ziegelstangen mit ihren höheren Wellenwiderstandsunterschieden zwischen Mörtel und Ziegelstein zu erwarten. Die Bilder 15 und 16 bestätigen dies. Verwendet wurden Stangen,

deren Steinabmessungen $11\text{ cm} \times 24\text{ cm} \times 48\text{ cm}$ betragen und die auf ihrer Breitseite (24 cm) liegend wie in den vorher genannten Versuchen zu Dehn- und vertikalen BiegeWellen angeregt wurden. Die Fugendicke betrug wieder 1 cm .

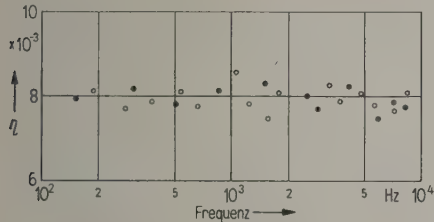


Bild 16. Verlustfaktor η einer Schwemmbetonstange mit Mörtelfugen (1 : 3) in Abhängigkeit von der Frequenz; ○ Dehnwellen, ● BiegeWellen.

Bild 16 zeigt den Verlustfaktor einer mit Kalkmörtel 1 : 3 gemauerten Schwemmbetonstange. Besondere Dämpfungsgebiete fehlen.

4.7. Kombination von Ziegeln mit Schwemmbetonsteinen

Wie sich zeigte (siehe Abschnitt 4.4 bis 4.6), geben Mauerfugen nur mit extrem weichen Mörteln nennenswerte Dämpfungen. Rechnerisch (Gl. (4)) läßt sich jedoch ableiten, daß Kombinationen zweier Materialien mit beträchtlichen Längen beider Teilstücke ($0,5\text{ m}$ und darüber) Sperrdämpfungen ergeben, deren tiefste Grenzfrequenz unter 1000 Hz liegt und deren erstes Dämpfungsmaximum die Größenordnung 5 dB/m erreicht, wenn man der Rechnung die Wellengeschwindigkeiten und Dichten von Schwemmbetonstein und Ziegeln zugrunde legt.

Die Meßergebnisse bestätigen diese Überlegungen. Die für die Bilder 17 bis 19 geltenden Versuchsbedingungen unterscheiden sich nach Länge der Ziegel- und Schwemmbetonstücke. Die Länge der Teilstücke bestimmt bei gegebener Phasengeschwindigkeit und Dichte a) die Grenzfrequenz und b) die Höhe der Dämpfungsmaxima. Größere Längen haben tiefere Grenzfrequenzen, aber auch niedrigere Maxima zur Folge, wie besonders gut aus den Bildern 18 und 19 zu ersehen ist.

Das Verhältnis der Dichten von Ziegeln und Schwemmbetonstein beträgt genähert $2 : 1$, während die Dehnwellengeschwindigkeiten sich nach Tabelle I wie $3 : 2$ verhalten. Die Stangen (Querschnitt $11\text{ cm} \times 6,5\text{ cm}$) waren mit Zementmörtel bei 1 cm Fugendicke gemauert. Die Mauerfugen brachten in diesem Falle keine meßbare zusätzliche Blinddämpfung. In den Bildern 18 und 19 sind vereinfacht die berechneten Dehnwellendämpfungen für den verlustfreien Fall und konstante Dehnwellengeschwindigkeit bis 5000 Hz als ausgezogene Linien eingetragen, und

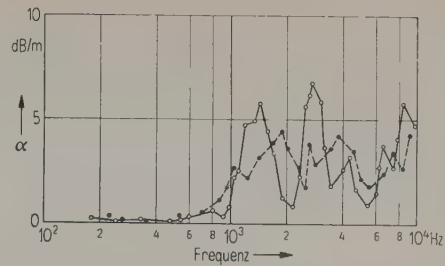


Bild 17. Dämpfung α der Kombination Ziegel ($0,25\text{ m}$) – Schwemmbetonstein ($0,5\text{ m}$) in Abhängigkeit von der Frequenz; ○ Dehnwellen, ● BiegeWellen.

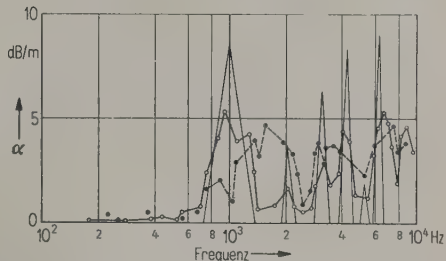


Bild 18. Dämpfung α der Kombination Ziegel ($0,5\text{ m}$) – Schwemmbetonstein ($0,5\text{ m}$) in Abhängigkeit von der Frequenz; ○ Dehnwellen, ● BiegeWellen.

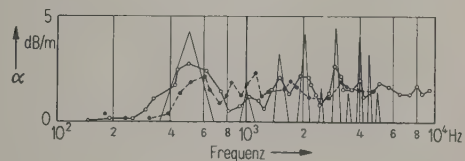


Bild 19. Dämpfung α der Kombination Ziegel (1 m) – Schwemmbetonstein (1 m) in Abhängigkeit von der Frequenz; ○ Dehnwellen, ● BiegeWellen.

zwar wurden die Grenzfrequenzen durch Geraden mit den maximalen Dämpfungen verbunden. Tatsächlich sind die Flanken parabelförmige Kurven.

Die Kombinationen der Bilder 18 und 19 wurden außerdem mit einer 1 cm dicken Zementputtschicht gemessen. Der Einfluß der Schicht ist so gering, daß er nicht eindeutig nachgewiesen werden konnte.

4.8. Kombination von Ziegeln mit Hohlblocksteinen und Heraklithstücken

Betonhohlblocksteine von 50 cm Länge wurden mit Vollziegelsteinen derartig zusammengemauert (Zementmörtel 1 : 6), daß zwischen den Hohlblocksteinen 25 cm lange Ziegelabschnitte mit gleichem Querschnitt entstanden. Die Messungen an dieser $6,5\text{ m}$ langen Stange ergaben beträchtliche Dämpfungen sowohl bei Dehn- als auch bei vertikaler BiegeWellenanregung (Bild 20). Dies ist zu erwarten,

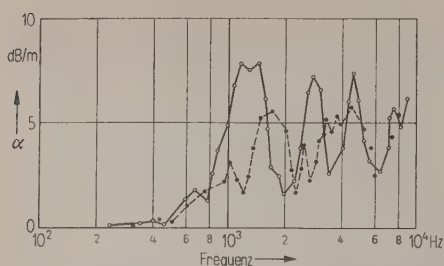


Bild 20. Dämpfung α der Kombination Ziegel (0,25 m) – Hohlblockstein (0,5 m) in Abhängigkeit von der Frequenz;
○ — Dehnwellen, ● — Biegewellen.

da die wirksame Dichte eines Hohlblocksteines noch kleiner als die von Schwemmbetonstein ist.

Zu ähnlichen, noch weit höheren Dämpfungswerten gelangt man, wenn eine Stange, die abwechselnd aus Ziegeln und gleichlangen (25 cm) Heraklithstücken besteht, zu Dehn- und Biegewellen angeregt wird.

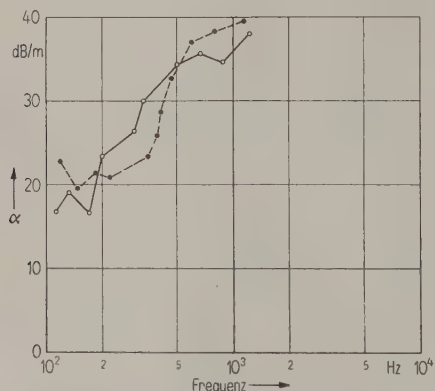


Bild 21. Dämpfung α der Kombination Ziegel (0,25 m) – Heraklith (0,25 m) mit 1 cm dicker Zementputzschicht;
○ — Dehnwellen, ● — Biegewellen.

Diese Stange war auf einer Breitseite mit einer 1 cm dicken Zementschicht (1 : 6) verputzt. Bild 21 zeigt, daß die Dämpfung schon bei tiefen Frequenzen mit relativ hohen Werten beginnt und schnell ansteigt.

Betrachtet man die Körperschallausbreitung in Mauerwerk, so ist zu erwarten, daß sich bei ge-

eigneter Kombination verschiedener Steine, z. B. Schwemmbeton- oder Hohlblocksteine und Ziegel in schachbrettartiger Anordnung, in der Größenordnung mindestens diejenigen räumlichen Sperrdämpfungswerte ergeben, die bei den vorher genannten eindimensionalen Versuchen auftreten.

Zusammenfassend sei bemerkt, daß bei den üblichen Bauweisen, d. h. bei abwechselnder Anordnung von Steinen gebräuchlicher Abmessungen und Fugen üblicher Dicke und Härte des abgebundenen Mörtels, keine wesentlichen zusätzlichen Dämpfungen durch die Mörtelfugen im Mauerverband verursacht werden. Durch Verwendung weichen Mörtels wären höhere Dämpfungen zu erreichen, statische Anforderungen schließen aber dieses Verfahren aus. Geeignete Kombinationen verschiedener Steine im Mauerwerk, z. B. Ziegel und Schwemmbeton- oder Hohlblocksteine in schachbrettartiger Anordnung, lassen dagegen erhebliche Körperschalldämpfungen im interessierenden Frequenzbereich erwarten.

Für die Durchführung der Untersuchung stellte der Bundesminister für Wohnungsbau die Mittel zur Verfügung.

Herrn Professor Dr. E. MEYER danke ich für sein förderndes Interesse an der Arbeit und für zahlreiche wertvolle Ratschläge.

(Eingegangen am 30. November 1956.)

Schrifttum

- [1] SCHMIDT, R., Dämpfungsmessungen an Schallwellen in festen Körpern. Ing. Arch. 5 [1934], 352.
- [2] KÜHL, W. und KAISER, H., Absorption of structure-borne sound in building materials without and with sand-filled cavities. Acustica 2 [1952], 179.
- [3] FELDTEKLER, R., Einführung in die Vierpoltheorie der elektrischen Nachrichtentechnik; 6. Aufl. S. Hirzel Verlag, Stuttgart 1953.
- [4] MASON, W. P., Electromechanical transducers and wave filters; 2. Aufl. Van Nostrand, New York 1948.
- [5] CREMER, L. und LEILICH, H. O., Zur Theorie der Biegekettenteiler. Arch. elekt. Übertragung 7 [1953], 216.
- [6] CREMER, L., Calculation of sound propagation in structures. Acustica 3 [1953], 317.

ISOLEMENT ACOUSTIQUE DE STRUCTURES DE BATIMENT*

par M. J. PUJOLLE

Ingénieur en Chef des Télécommunications à la Radiodiffusion-Télévision Française

Sommaire

On tire des essais d'isolement effectués dans les Laboratoires d'Acoustique de la R. T. F. quelques renseignements relatifs à divers facteurs qui interviennent dans l'isolement acoustique des parois. Les facteurs décrits sont la masse, l'étanchéité des murs, la liaison des éléments de la structure, leur suspension, leur écartement, la nature des matériaux qui remplit le vide qui les sépare, la position des microphones, la nature et la position des joints.

Zusammenfassung

An Hand von Schalldämmungsuntersuchungen, die in den Akustischen Laboratorien der R. T. F. ausgeführt wurden, werden Unterlagen über den Einfluß verschiedener physikalischer Größen auf die Schalldämmung von Wänden gewonnen. Untersucht werden die Einflüsse der Masse und der Undurchlässigkeit der Wände, ihr inneres Gefüge, ihre Aufhängung und Ausdehnung sowie die Aufstellung der Mikrophone und die Art und Lage der Verbindungsstellen.

Summary

Based on the insulation tests carried out in the acoustic laboratories of the R. T. F., some information is presented on various factors which affect the acoustic insulation of walls, i. e. mass and rigidity of the walls; binding of elements of the structure, their suspension, distance apart and filling; position of microphones and joints.

Introduction

De l'ensemble des essais d'isolement effectués dans le laboratoire d'acoustique de la Radiodiffusion-Télévision Française se dégagent à ce jour quelques renseignements qu'il nous paraît utile de donner ici brièvement.

Toutes les valeurs d'isolement mentionnées concernent l'indice moyen d'isolement acoustique défini par la relation

$$R = L_1 - L_2 - 10 \log (A/S),$$

où L_1 et L_2 représentent les niveaux moyens de pression acoustique dans les deux chambres de mesure, A le pouvoir absorbant de la chambre de réception et S la surface de la structure essayée séparant les deux chambres. Lorsque la structure est complexe, une porte dans un mur par exemple, nous avons utilisé la formule

$$R = L_1 - L_2 - 10 \log \frac{A}{S} + 10 \log \frac{1 + (S_2/S_1) \cdot 10^{K/10}}{1 + (S_2/S_1)} - K,$$

où S_2 représente la surface d'un élément (porte par exemple),

S_1 la surface de l'élément qui entoure le premier (mur ou cloison),

R_2 et R_1 leur indice propre d'isolement acoustique,

$$K = R_1 - R_2 \text{ et } S = S_1 + S_2.$$

Le bruit de la source est un souffle de lampe découpé en bandes de 1/3 d'octave. Les isoléments sont mesurés pour les fréquences centrales des bandes de 100 à 3200 Hz.

La valeur moyenne prise pour tous ces isoléments représente en général assez bien le pouvoir isolant de la structure car nous avons essayé surtout des dispositifs lourds dont la courbe d'isolement est assez régulière.

1. Influence de la masse

La courbe expérimentale que l'on donne généralement pour représenter l'isolement en fonction du poids en kg par m² de la structure a été reproduite sur la Fig. 1. Nos parois simples essayées suivent assez bien cette courbe, sauf peut-être pour les parois les plus lourdes faites de parpaings de ciment soigneusement jointoyés et recouverts d'un bon enduit plâtre ou ciment. Il faut dire que ces murs ont été montés dans un laboratoire où toutes les transmissions indirectes sont réduites au minimum et l'on connaît l'importance de ces transmissions pour les parois lourdes dans les constructions courantes. Il est donc certain que si ces mêmes parois étaient placées dans un bâtiment ordinaire elles donneraient un isolement plus faible; c'est ce qui a été essayé

* Conférence présentée à la réunion du G. A. L. F., Milan, 9 au 12. octobre 1956.

pour l'une d'entre elles. L'isolement est ainsi descendu de 56 à 49 dB, dernier chiffre voisin de celui qu'indique la courbe, dite courbe de la loi de masse.

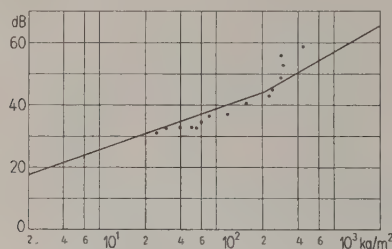


Fig. 1. Isolement moyen de murs et cloisons simples en fonction du poids au m^2 ; courbe de la loi de masse.

2. Influence de la fréquence

D'une façon générale, les isolements croissent avec la fréquence; c'est ce que nous avons représenté sur la Fig. 2 pour trois exemples particuliers:

le premier est celui d'un mur simple; la croissance moyenne est de 6 dB par octave,

le deuxième se rapporte à un mur double l'augmentation moyenne passe à 9 dB par octave,

le troisième concerne un mur triple où la pente moyenne de la courbe est de 14 dB par octave.

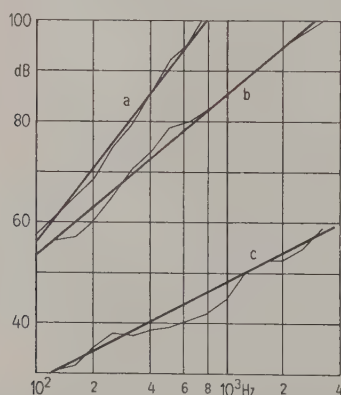


Fig. 2. Isolement de murs en fonction de la fréquence;
(a) mur triple, 14 dB/oct.,
(b) mur double, 9 dB/oct.,
(c) mur simple, 6 dB/oct.

Ces chiffres sont approximatifs, mais ces valeurs ont été assez généralement trouvées pour les structures multiples essayées. On peut dire que la pente moyenne augmente avec la complexité de la structure et la valeur de cette pente constitue un indice sûr pour vérifier qu'une paroi est simple, double ou triple:

simple si la pente est aux environs de 6 dB par octave,

double pour 8 à 10 dB par octave,

triple pour 12 à 15 dB par octave.

3. Influence des enduits

Cette influence est considérable et cela d'autant plus que la paroi de base est plus poreuse.

La courbe d'isolement d'un mur poreux tend à devenir plate. L'isolement diminue plus aux fréquences aiguës qu'aux basses. Dès qu'un bon enduit plâtre ou ciment est appliqué sur la paroi, son isolement devient égal à celui prévu par la loi de masse. Mais, les différences d'isolement sont souvent très importantes; elles restent notables pour des parois qui paraissent compactes comme la brique ou le parpaing de ciment. Le Tableau I montre bien cette influence.

Tableau I

Type de mur	Isolement sans enduit en dB	Isolement avec l'enduit en dB	Différence en dB
Fibragglo, 7 cm	4	35,5 (P)	31,5
Parpaings »Durisol«, 20 cm	20	53 (C)	33
Parpaings pleins de ciment, 10 cm	30	43,5 (P) 45 (C)	13,5 15
Briques pleines, 11 cm	38	42,5 (P) 43 (C)	4,5 5

Note: C enduit ciment, P enduit plâtre

Un enduit passé sur la deuxième face n'apporte que très peu d'amélioration à l'isolement. Il n'est utile que dans le cas où le premier peut être crevé par des percements ou scellements.

4. Influence des liaisons entre les éléments multiples

Lorsque la structure est constituée par deux ou plusieurs éléments de paroi, les liaisons qui les relient doivent être réduites au minimum pour obtenir un isolement satisfaisant. Il est impossible de calculer à l'avance l'isolement d'une telle structure; il est d'autant plus éloigné de celui que procurerait le mur simple de poids équivalent, que les liaisons ont été plus affaiblies. Les isolements de murs double identiques, placés de façon semblable l'un par rapport à l'autre, mais plus ou moins liés par les bords, sont parfois fort différents les uns des autres. La Fig. 3 en donne deux exemples. Dans un cas, nous avons monté un mur de parpaings de ciment de 15 cm d'épaisseur plus un enduit avec un mur de fibragglo de 7 cm plus un enduit. Lorsque ces deux éléments sont séparés par la coupure du bâtiment d'essai, l'isolement moyen est de 74 dB; lorsqu'ils sont d'un même côté de la coupure, c'est-à-dire étroitement liés par leurs bords, l'isolement descend à 57 dB. La différence est énorme. Le deuxième exemple concerne le même mur de parpaings avec un mur de bétonnage de 7 cm. Les isolements trouvés sont de 75 et 61 dB: différence 14 dB.

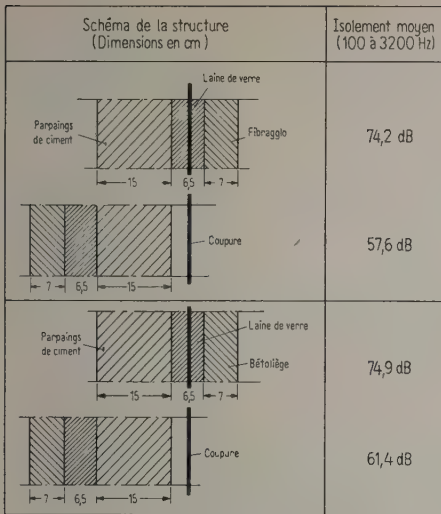


Fig. 3. Influence de la liaison des murs sur leur isolement.

5. Influence de la suspension des éléments

Nous avons eu l'idée de rendre la liaison par les bords moins importante en encastrant un élément au moins dans un matériau élastique assez mou. Ce montage ne peut être évidemment fait que pour des structures légères qui n'écrasent pas à plus de 12% le matériau élastique placé sous elles. La Fig. 4 représente le montage effectué sur une paroi double en bois. Elle montre que la suspension élastique des deux éléments en bois dans leur cadre entraîne une amélioration de 6 à 7 dB pour toutes les fréquences de mesure. C'est une différence assez remarquable. Nous nous proposons de refaire le même type de montage sur des structures beaucoup plus lourdes.

6. Influence du remplissage entre éléments

Il est connu que l'interposition d'un matériau fortement absorbant entre les éléments d'une structure améliore l'isolement acoustique. Nous l'avons vérifié systématiquement au cours de nos essais. Pour des structures lourdes le fait d'amortir l'intervalle avec une couche d'environ 5 à 6 cm de laine minérale provoque une augmentation de l'isolement de 5 à 6 dB. Ce chiffre peut être plus élevé pour des structures légères, mais il dépend alors beaucoup plus étroitement de la fréquence de mesure. Des valeurs pouvant atteindre 10 dB ont été constatées.

7. Influence de l'écartement des éléments

Cette influence est bien difficile à mettre en évidence pour des parois lourdes, car il faut pouvoir démolir et remonter les murs dans des conditions rigoureusement identiques, ce qui est à peu près

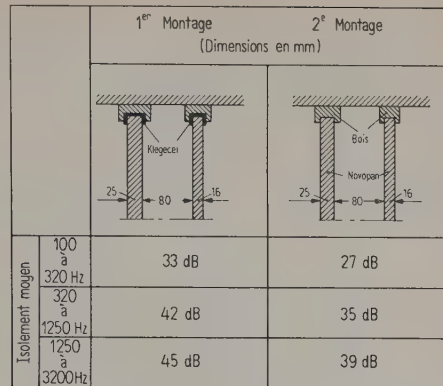


Fig. 4. Influence de la suspension des éléments sur l'isolement.

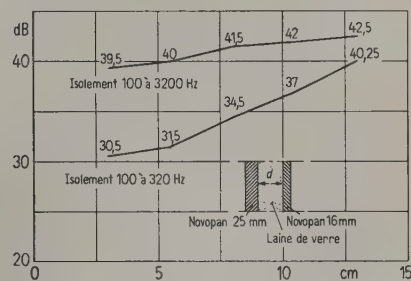


Fig. 5. Isolement d'une cloison double en fonction de l'intervalle qui sépare les deux éléments.

impossible. Nous l'avons essayé sur des éléments légers en bois comprimé. La Fig. 5 traduit le résultat de ces essais. Les deux éléments de 25 et 16 mm d'épaisseur étaient séparés par un intervalle d'air amorti avec de la laine de verre, variant de 3 à 13 cm. Si l'isolement moyen n'augmente que peu (de 39,5 à 42,5 dB) il n'en est pas de même de l'isolement moyen des fréquences basses qui passe de 30,5 à 40,25 dB. Cet essai n'est que fragmentaire, il serait intéressant de l'étendre à des structures de nature et poids variés.

8. Influence de la position des microphones

Jusqu'à présent, nous avons montré l'influence de facteurs concernant directement les structures; mais il en est d'autres qui concernent le mode de mesure de l'isolement. L'un d'eux est à prendre en considération pour les structures complexes telles qu'une porte dans une paroi: la position des microphones de mesure du niveau de pression acoustique dans chaque salle. La pression sonore est assez variable d'un point à l'autre de la salle de réception, même avec une source de bruit blanc, lorsque une structure composite sépare les deux salles. Si l'on ne prend qu'une ou deux positions microphoniques pour repérer les niveaux, les valeurs de l'isolement,

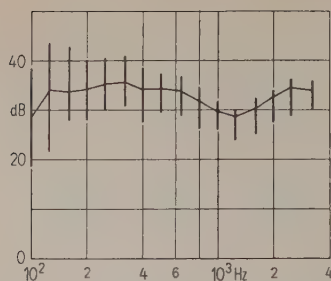


Fig. 6. Isolement d'une porte acoustique R. T. F. avec intervalles de variation de cet isolement suivant les positions des microphones.

à chaque fréquence, risquent d'être assez inexactes. C'est ainsi que nous avons repéré les niveaux en 50 positions microphoniques pour mesurer l'isolement d'une porte acoustique. La Fig. 6 traduisant les résultats de cet essai indique dans quels intervalles se groupent les valeurs trouvées pour l'isolement à chaque fréquence. La courbe en trait plein représente l'isolement moyen à chacune de ces fréquences. On peut voir combien les écarts sont grands aux basses fréquences, atteignant 20 dB à 100 et 125 Hz. Pourtant les positions les plus défavorables, proches des parois et de la porte, avaient été évitées.

Il faut retenir de ces essais qu'il est indispensable de repérer les niveaux en plusieurs positions microphoniques, 4 au moins pour les fréquences basses.

9. Influence des joints

Nous avons effectué des essais sur de nombreuses portes acoustiques et constaté que les facteurs énumérés précédemment avaient, certes, une grande influence sur l'isolement, mais qu'ils devaient céder la place, du point de vue importance, devant un autre: le joint de la porte. Deux éléments ayant le même poids et constitués de la même façon peuvent avoir des isolements fort différents si les joints ne sont pas montés de la même manière. Il existe actuellement deux types essentiels de montage:

a) Le joint placé, soit sur l'ouvrant, soit sur le dormant appliqué sur une surface parallèle au plan de la paroi,

b) Le joint transversal fixé sur un plan perpendiculaire à celui de la paroi. Ce dernier type, étudié par de rares constructeurs, nous paraît mieux convenir à la bonne conservation de l'isolement dans le

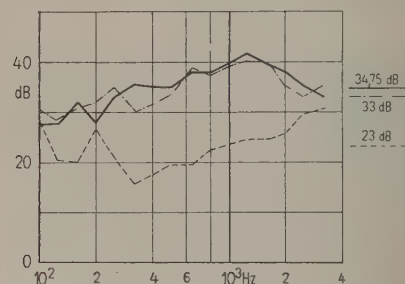


Fig. 7. Indice d'affaiblissement acoustique de portes;

— porte-en glace, 90 kg,
— porte métallique, 150 kg,
— porte métallique, 60 kg.

temps. A titre d'exemple frappant, nous avons reporté sur la Fig. 7 le résultat des mesures de l'isolement de trois portes:

la première très lourde, en fer, mais très mal jointoyée, suivant le premier type de montage des joints,

les deux autres, en glace et en fer, nettement plus légères, avec des joints du deuxième type. On voit combien grande est l'influence des joints.

10. Conclusion

Nous avons voulu dans les exemples donnés attirer l'attention des constructeurs et techniciens de l'acoustique sur les énormes variations de l'isolement acoustique de structures de bâtiment dépendant de nombreux facteurs agissant souvent de façon imprévisible. Tout calcul exact de ces isolements se révèle la plupart du temps impossible, parce que l'étude de l'influence de ces facteurs n'a pu être poussée assez avant. Nous souhaiterions pour terminer que la lecture de ces quelques lignes incite les constructeurs à plus de prudence dans la détermination des isolements et les acousticiens à plus d'étude des structures multiples de bâtiment.

(Reçu le 12 novembre 1956.)

ÉTALONNAGE D'HYDROPHONES AUX FRÉQUENCES INFRASONORES*

par O. BRANDT

Laboratoire du Brusc (Var), France

Sommaire

L'auteur indique différents modèles d'hydrophones, signale pour chacun d'eux les difficultés d'étalonnage et donne une méthode électrostatique qui lui paraît le mieux convenir pour faire la jonction entre les étalonnages dans la bande infra-sonore et ceux dans la bande audible.

Zusammenfassung

Der Verfasser beschreibt verschiedene Ausführungen von Wasserschallmikrophonen und weist auf die jeweiligen Schwierigkeiten bei der Eichung hin. Ferner wird eine elektrostatische Methode angegeben, die sich nach Ansicht des Verfassers am besten dazu eignet, die Eichungen im Infraschallgebiet und im Hörbereich aneinander anzuschließen.

Summary

The author lists different types of hydrophone pointing out for each the difficulties of calibration and describes an electrostatic method which seems to him most suitable for bridging the gap between the infrasonic and audible bands of frequency.

L'étalonnage des hydrophones pose en principe les mêmes problèmes que celui des microphones. Les méthodes étudiées pour ces derniers peuvent donc être utilisées après quelques modifications.

Comme la longueur d'onde dans l'eau est à peu près quatre fois plus grande que dans l'air, les dimensions des hydrophones sont normalement plus grandes que celles des microphones. En outre, la construction doit être plus robuste surtout si l'hydrophone est mouillé à une certaine profondeur.

La Fig. 1a présente un hydrophone en tourmaline de construction ancienne. Ce modèle est abandonné car sa sensibilité et sa capacité sont trop faibles pour permettre une utilisation pratique. De plus, le sulfate de lithium monohydraté et les céramiques en titanates de baryum présentent un coefficient piézoélectrique volumétrique plus intéressant que la tourmaline.

Les cristaux en phosphate monoammonique (ADP) ont une très bonne sensibilité et sont assez indifférents aux variations de la température. Deux modèles différents sont présentés sur Fig. 1b et 1c. Les cristaux sont noyés dans l'huile de ricin et placés derrière un diaphragme en caoutchouc. Mais la capacité des ADP est très faible et, pour cette raison, ils ne se prêtent pas à la réception des très basses fréquences et surtout des infrasons.

Le dernier hydrophone représenté sur la Fig. 1d est un petit cylindre en titanate de baryum que nous avons présenté à l'Exposition de Physique en 1952.

La Fig. 2 représente deux hydrophones spécialement conçus pour les fréquences infrasonores. Le premier est constitué par un cylindre en titanate noyé dans l'huile derrière un diaphragme en caoutchouc. L'autre comprend 6 cylindres en titanate placés derrière un diaphragme en acier qui est suspendu entre deux bagues en caoutchouc. Il est facile, surtout avec ce dernier hydrophone, de descendre aux fréquences inférieures à 0,1 Hz sans avoir recours à un isolement particulièrement étudié.

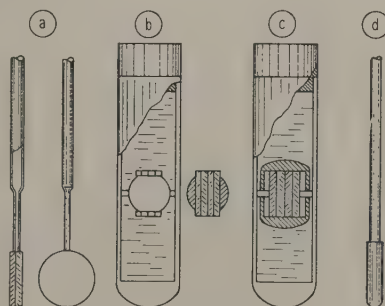


Fig. 1. Divers modèles d'hydrophones de mesure.

- (a) Disque en Tourmaline ($S = -108$ dB, $C = 15$ pF, $\Delta f = 1$ à 10 kHz).
- (b) Élément en ADP (HP 50) monté dans une sphère métallique et noyé dans l'huile, diaphragme en caoutchouc ($S = -96$ dB, $C = 43$ pF, $\Delta f = 0,15$ à 50 kHz).
- (c) Élément en ADP (HP 40) monté dans une capsule ($S = -87$ dB, $C = 75$ pF, $\Delta f = 0,1$ à 40 kHz).
- (d) Tube en Titanate de Baryum ($S = -128$ dB, $C = 4500$ pF, $\Delta f = 10$ à 50 kHz).

* Communication présentée à la réunion du G.A.L.F. tenue à Milan de 9 au 12 octobre 1956.

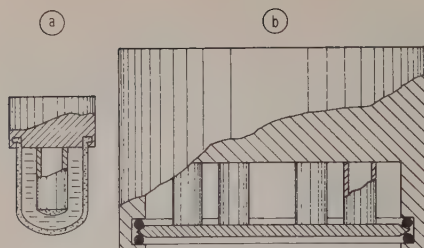


Fig. 2. Hydrophones pour la bande infrasonore et sonore.

- (a) Titanate de Barium ($S = -100$ dB, $C = 4000$ pF, $\Delta f = 5$ à 1000 Hz).
 (b) Titanate de Barium (H 6 Tc) ($S = -95$ dB, $C = 30\,000$ pF, $\Delta f = 0,1$ à 2000 Hz).

La limite inférieure de la bande reçue par l'hydrophone est déterminée par la relation

$$R \omega C > 1.$$

Comme dans les applications pratiques, il faut éviter des isollements trop poussés et surtout comme il est difficile d'utiliser des lampes spéciales à grille électrométrique, on est obligé d'augmenter la capacité de l'hydrophone. C'est pourquoi les titanates conviennent très bien à la réception des très basses fréquences. Ils ont la mauvaise réputation de trop varier avec la température. Mais cela provient surtout du fait qu'au début de leur fabrication on a utilisé les compositions qui donnent la constante piézoélectrique maxima. Dans l'état actuel des études, il est possible de fabriquer des titanates à très faible coefficient de température en sacrifiant d'autres qualités. Nous avons par exemple actuellement à notre disposition des céramiques ayant une variation du coefficient d/ε de moins de 1% entre 4° et 25° C.

L'étalonnage aux très basses fréquences est facilité par le fait que la pression exercée sur le diaphragme est identique à la pression en champ libre. Dans ce cas les méthodes les plus simples donnent de bons résultats. On peut faire attaquer le diaphragme par une force comme par exemple un ressort ou un mince fil élastique qui est tendu périodiquement, ou par un petit pendule double ou par d'autres dispositifs de construction simple.

Sur la Fig. 3, nous avons représenté un dispositif à ressort. La tension produite par l'hydrophone est amplifiée et enregistrée sur un enregistreur Kelvin ce qui nous permet de vérifier que cette tension est bien sinusoïdale. Les résultats obtenus par cette méthode sont satisfaisants mais ne sont justes que pour les fréquences inférieures à 10 Hz.

Le pistonphone bien connu s'applique parfaitement au problème. Le cylindre en bronze de 2 cm d'épaisseur qui contient l'hydrophone est rempli d'eau jusqu'à un certain niveau et c'est le volume

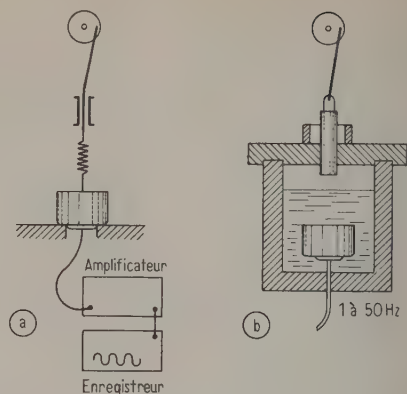


Fig. 3. Étalonnage aux infrasons.

- (a) Exemple d'une méthode à force élastique.
 (b) Pistonphone.

d'air seul qui est comprimé par le petit piston. Pour obtenir de bons résultats, on doit supprimer les vibrations parasites et nous avons été obligés de monter l'ensemble sur une table en ciment directement scellée sur le sol. Nous avons renoncé à utiliser le pistonphone pour les fréquences supérieures à 50 Hz, car la méthode électrostatique dont nous allons parler s'adapte beaucoup mieux pour couvrir une bande large et permet de faire la jonction entre les fréquences infrasonores et la gamme sonore.

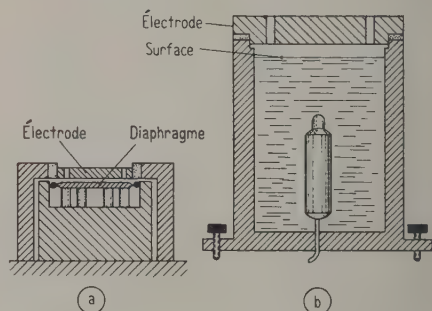


Fig. 4. Méthodes à forces électrostatiques.

Le dispositif électrostatique est représenté sur la Fig. 4. Un plateau métallique assez rigide est placé à une distance de 1 mm du diaphragme. La tension continue appliquée sur le condensateur ainsi formé est de 2000 V et la tension alternative de 50 à 200 V. La correction due aux bords des plaques ne dépasse pas 0,5 dB. La précision de la méthode dépend surtout de la détermination exacte de la distance entre le diaphragme et l'électrode; on la mesure à l'aide d'un micromètre à contact électrique. L'incertitude de l'indication absolue du voltmètre à lampe est supprimée en utilisant le même voltmètre pour la mesure de la tension injectée et recueillie; l'imprécision se réduit ainsi à celle de l'indication de deux

atténuateurs et on arrive à reproduire les valeurs mesurées à $\pm 0,5$ dB. Dans ce cas un montage anti-vibratoire parfait s'impose.

Mais cette méthode ne s'applique qu'aux hydrophones qui ont un diaphragme rigide. Nous avons commencé l'étude d'un procédé analogue en appliquant la tension directement sur la surface de l'eau. La principale difficulté est que cette surface est instable et sous l'action de la traction électrostatique il peut se former une surface convexe. On est amené

à garder une assez grande distance, dans notre cas environ 4 mm, entre la surface et l'électrode pour remédier à cette déformation. Les résultats obtenus avec cette méthode ne sont pas encore satisfaisants et les erreurs dépassent quelques décibels mais nous espérons pouvoir l'améliorer car la méthode électrostatique est celle qui actuellement nous paraît le mieux convenir pour faire la jonction entre les étalonnages dans la bande infrasonore et ceux dans la bande audible.

(Reçu le 26 novembre 1956.)

AN ARTIFICIAL EAR FOR INSERT EARPHONES

by J. Y. MORTON

Post Office Research Station, Dollis Hill, London

Summary

The artificial ear is designed to have the mean acoustical impedance of 19 normal ears. It includes an ear-mould simulator, physical representation of the ear-canal, and acoustical elements to represent the ear-drum impedance. One of these elements is a series acoustical resistance.

Sommaire

L'oreille artificielle est calculée de façon qu'elle ait l'impédance acoustique moyenne de 19 oreilles normales. Elle comprend l'équivalent du pavillon, une représentation physique du conduit auditif et des éléments acoustiques figurant l'impédance du tympan. Un de ces éléments est une série de résistances acoustiques.

Zusammenfassung

Ein künstliches Ohr wurde entworfen, dessen Impedanz dem Mittelwert von neunzehn normalen Ohren entspricht. Es besteht aus einer Nachbildung der Ohrmuschel, einem physikalischen Analogon zum Ohrkanal und aus akustischen Elementen zur Darstellung der Impedanz des Trommelfelles. Eines dieser Elemente ist ein in Serie geschalteter akustischer Widerstand.

1. Introduction

The devices in current use in Great Britain for calibrating insert earphones are a so called $1\frac{1}{2}$ cc artificial ear, which consists of a cavity of $1\frac{1}{2}$ cc in parallel with an acoustical resistance tube of 0.476 cm internal diameter, and the American 2 cc coupler [1]. Measurement of the acoustical impedance of these devices and of the human ear, which have recently been made [2], show that a better simulation of the ear impedance is possible and is desirable (see section 6). A new artificial ear designed from the human ear measurements is described below. It reproduces as far as is practical the physical elements concerned in acoustical transmission from the earphone to the middle ear. Two advantages of this design are that the sound pressure can be measured at the position corresponding to any given position in the ear canal and that various types of ear-moulds can be accommodated. The artificial ear consists of an ear-mould simulator and an ear simulator as shown in Figs. 1 a and 1 b.

The acoustical impedance measurements mentioned in this article were made using the measuring set described in a previous issue of this journal [3].

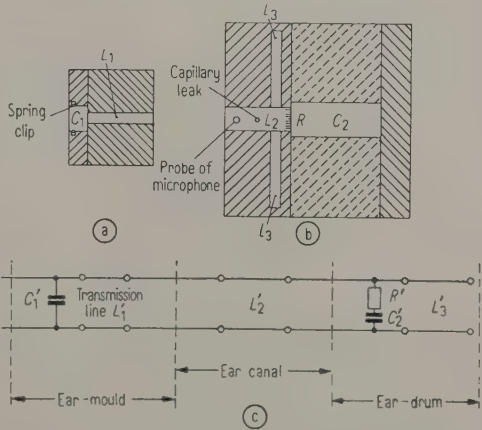


Fig. 1. Artificial ear; (a) Ear-mould simulator; (b) Ear simulator, (c) Electrical analogue.

2. Ear-mould simulators

Ear-moulds can be divided into two classes, those with hard tips, such as tailored ear-moulds which are made from moulds of the subject's ear, and those with soft plastic tips. The first class are prone to leaks between the ear-mould and the ear-canal whereas the second tend to give a good seal. The mean loss in sensitivity due to the leaks of tailored ear-moulds assessed by four subjects making monaural free-field calibrations of two different types of electro-magnetic insert earphones was of the order of 15 dB at 200 c/s, 6 dB at 500 c/s and was negligible above 900 c/s. So far, no leaks have been incorporated in the artificial ear, but this should present no difficulty. The mean impedance of the leak, at 200 c/s, calculated from impedance measurements on four objects, when using tailored ear-moulds sealed and unsealed to their ear-canals, was $111 + j132$ acoustical ohms. This impedance value is consistent with impedance measurements on 11 unsealed ears with their ear-moulds.

The mean dimensions of 141 samples from current tailored ear-mould production for the Ministry of Health (MOH) were canal length 1.85 cm, canal diameter 0.249 cm, and volume in front of insert earphone nipple 0.092 cc, using MOH earphones. For most objective calibration work, ear-mould simulators of the type shown in Fig. 1a and of the dimensions given above will suffice. There is however the possibility of the mass of an ear-mould, the impedance of its soft tip, if fitted, and the impedance of the flesh in contact with the ear-mould forming part of a series resonant system which would materially change the expected sound pressure in a human ear. Two types of earphones are known whose mass resonates with the compliance of the spring clip of the simulator which produces a trough in their sensitivity-frequency characteristics in the region of 3000 c/s. Such troughs range up to 500 c/s wide and 7 dB in depth.

The electrical analogue of an ear-mould simulator is shown in Fig. 1c. The transmission line L_1' is loss free and in the case of the suggested simulator its length approaches $\lambda/4$ at 4000 c/s.

3. Ear simulator

The ear simulator is designed to give the same impedance-frequency characteristic as that of the mean impedance of 19 male ears from the tips of their tailored ear-moulds, with the leaks between the ear-moulds and ear-canals sealed with petroleum jelly [2]. Fig. 2 shows this mean impedance and that of the simulator. The element representing the ear canal, tube L_2 in Fig. 1b, has the same mean cross-sectional area as that of 13 of the 19 subject's

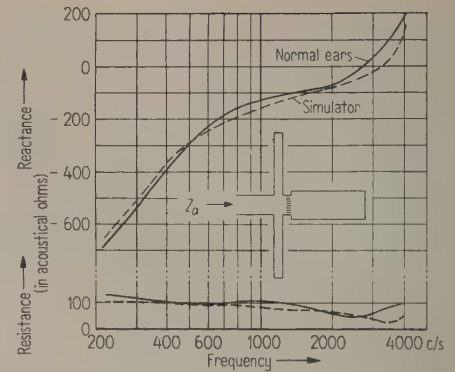


Fig. 2. Mean acoustical impedance of 19 normal ears and the impedance Z_a of the ear simulator.

ear canals at the tips of their ear-moulds and is of length equal to the mean distance between their ear-moulds and ear-drums. The diameter of L_2 is 0.618 cm and its length is 1.6 cm. A capillary leak in the centre of tube L_2 facilitates the normalisation of the static pressure in the artificial ear; it consists of a 0.104 cm diameter hole of length 2.2 cm in which rests a length of 0.1015 cm diameter wire. The leak has a negligible effect on the ear impedance.

The ear-drum is represented by a cavity C_2 , of volume 0.86 cc (2.03 cm \times 0.739 cm dia.), in series with a 320 ohm acoustical resistance R , and two tubes L_3 which shunt C_2 and R . Fig. 3 shows the impedance-frequency characteristic of this assembly

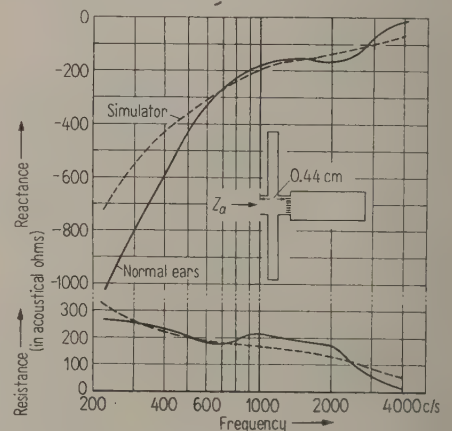


Fig. 3. Mean acoustical impedance of 19 normal ears at ear-drum and impedance Z_a of those parts of simulator which represent the ear-drum.

of elements together with the mean estimated ear-drum impedance of the 19 male ears [2]. The two tubes L_3 are used to shape the high frequency part of the characteristic by bringing the terminating im-

pedance of the "ear-canal" tube L_2 below its characteristic impedance so that the input impedance of L_2 is a positive reactance above 3000 c/s. A high Q resonance caused by these tubes above 4000 c/s makes it undesirable to use the artificial ear above this frequency. If it were so used, a false peak would appear in the earphone sensitivity-frequency characteristic. The diameter of both tubes L_3 is 0.228 cm and their length is 1.95 cm. Their centre line is 0.273 cm from the surface of resistance R .

The electrical analogue of the ear is shown in Fig. 1 c. It consists of a loss free transmission line L_2' which represents the ear-canal, terminated by resistance R' and capacitance C_2' in series, and an open circuited loss free transmission line L_3' . The last three elements represent the ear-drum impedance.

3.1. Acoustical resistances

Acoustical resistances can be made with either slits or narrow bore holes [4]. One successful attempt consisted of 65 slits between phosphor bronze bars. The bars were cut in lengths of 0.1 cm from 0.0065 cm \times 1.27 cm ribbon, they were assembled between two annular plates, 0.1 cm in thickness which formed a part of the ear simulator. Cadmium plating on the ends of the bars gave a nominal slit width of 0.003 cm. The resistance measured through an aperture of diameter equal to that of tube L_2 in Fig. 1 b was 320 acoustical ohms with a resistance to reactance ratio of 7 : 1 at 4000 c/s. It is difficult to cut the bars and keep them flat and free from burns, hence the slits vary in width and considerable experience is required before bars can be stacked giving slits of $\pm 80\%$ deviation from a design value.

Narrow bore holes which can be drilled by manufacturers of spinnerets to $\pm 4\%$ accuracy would appear to offer a better solution. One resistance has been made consisting of 460 holes of nominal diameter 0.004 cm, with parallel sides, in 0.0019 cm annealed stainless steel ribbon within a circle of 0.618 cm diameter. It gave a measured resistance of 252 ohms and a resistance to reactance ratio of 6 : 1 at 4000 c/s. Calculating on a pro rata basis, 362 holes should give the desired resistance. End effect would appear to play a very large part in resistances of this type.

With the exception of the acoustical resistance, all the acoustical elements of the artificial ear can be easily checked by measuring their physical dimensions. The resistance R , provided its reactance is so small that it can be ignored can be calculated from measurements of the sound pressure in front and behind it when in situ in the artificial ear, Fig. 1 b. If these sound pressures are P_1 and P_2 respectively, $R = X_c \sqrt{(P_1/P_2)^2 - 1}$, where X_c is the reactance

of C_2 . Inspection through a microscope to see that all slits or holes are not greater than specified should ensure that their reactance is negligible. R can be calculated to $\pm 10\%$ within the frequency band 500 to 2000 c/s. Measurements were made to confirm that these limits were acceptable. With an acoustical resistance of 400 ohms in place of the normal 320 ohm one, the sensitivity - frequency characteristic of an electromagnetic insert earphone measured on the artificial ear changed by less than 1 dB between 200 and 4000 c/s which is within the limits of repeatability for this type of earphone.

4. Impedance loading an earphone

The impedance loading an earphone is greatly influenced by the ear-mould. Hence to compare the artificial ear impedance with measurements on subjects it was necessary to make a special simulator to represent the ear-moulds of the 19 subjects. As 5 of the ear-moulds were not available the simulator was in fact a mean of 14 used in the subjective work. Fig. 4 shows the mean impedance/frequency characteristic of the 19 subjects from the plane of their earphone nipples and that of the combined special ear-mould simulator and ear simulator. The impedance/frequency characteristic of a simulator representing current tailored ear-mould production (see section 2) combined with the ear simulator is also shown in Fig. 4.

It will be appreciated that the impedance measurements on subjects would have been appreciably

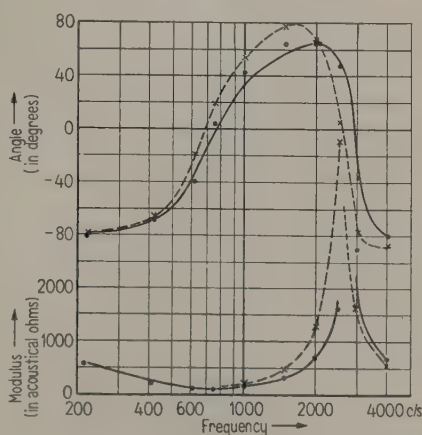


Fig. 4. Real and artificial ear acoustical impedances.
— Mean impedance of 19 normal ears with tailored ear-moulds.
- • - Impedance of an artificial ear including ear-mould simulator for 14 of the 19 ear-moulds in the curves ———.
x - Impedance of an artificial ear including ear-mould simulator for current production tailored ear-moulds.

different at low frequencies if the normal leaks between ear-mould and ear canal had not been blocked [2].

5. Measurement of sound pressure in artificial ear

A suitable probe microphone for measuring the sound pressure in the artificial ear is described in [5]. Its acoustical impedance is at least ten times as great as that of the ear simulator of which it forms a part, over the frequency range 200 to 4000 c/s.

Measurement of the sound pressure developed by insert earphones in real ears can most conveniently be made at the tip of the ear-mould. Hence to facilitate comparison with sound pressures in real ears, the sound pressure in the ear simulator is nor-

mally measured in a comparable position, 0.25 cm from the ear-mould simulator. The pressure is measured at the wall of the tube which represents the ear-canal as measurements made across the section of the tube show no significant differences.

In some designs of artificial ears, unless precautions are taken, it is possible for mechanical transmission from the earphone under test to the microphone to be of the same order as the acoustical transmission. In the artificial ear described in this article when testing a number of different types of electromagnetic earphone the mechanical transmission was at least 40 dB below the acoustical transmission in the frequency range 200 to 4000 c/s, as indicated when plugging up the end of the probe in situ in the artificial ear.

6. Comparison with other devices

The measured acoustical impedance of the $1\frac{1}{2}$ cc artificial ear, the American 2 cc coupler and the proposed new artificial ear from the plane of connexion of their ear-mould simulators are shown in Fig. 5 together with the mean impedance of the 19 male ears. The sensitivity frequency characteristics of an electromagnetic earphone on all three equipments are shown in Fig. 6 the ear-mould simulator was the same in each case.

Acknowledgement

Acknowledgement is made to the Engineer-in-Chief of the General Post Office for permission to publish this paper and to the author's colleagues who made and tested a number of experimental models.

(Received 30th January, 1957.)

References

- [1] American Standards Association Document Z. 24. 9-1949.
- [2] MORTON, J. Y. and JONES, R. A., The acoustical impedance presented by some human ears to hearing-aid earphones of the insert type. *Acustica* 6 [1956], 339.
- [3] AYERS, E. W., ASPINALL, E. and MORTON, J. Y., An impedance measuring set for electrical, acoustical and mechanical impedances. *Acustica* 6 [1956], 11.
- [4] OLSON, H. F., *Elements of acoustical engineering* second edition, p. 86. Van Nostrand Co., New York 1947.
- [5] ARCHBOLD, R. B., An experimental probe microphone for the measurement of sound pressures. *Post Office Elect. Engrs. J.* 45 [1953], 145.

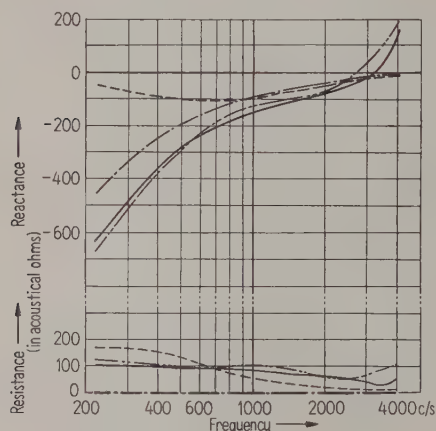


Fig. 5. Acoustical impedance of real and artificial ears.

— — — $1\frac{1}{2}$ cc artificial ears,
— · — · American 2 cc coupler,
—— New artificial ear,
— · — · Mean of 19 real ears.

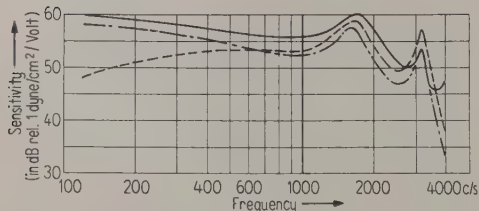


Fig. 6. Sensitivity/frequency characteristics of one earphone using three different equipments.

— — — $1\frac{1}{2}$ cc artificial ear,
— · — · American 2 cc coupler,
—— New artificial ear.

NOUVELLES EXPÉRIENCES SUR LA DÉTERMINATION DE LA GÊNE CAUSÉE PAR LES BRUITS

par R. CHOCHOLLE et P. BERGER

Groupe de Recherches de Physiologie des Sensations, Laboratoire de Neurophysiologie du Collège de France, et Laboratoire de Physiologie générale de la Faculté des Sciences de Paris

Sommaire

Deux nouveaux tests sont proposés pour l'étude de la gêne causée par les bruits: un test de discrimination visuelle en présence d'un fond perturbateur et le test de pointage. Dans une première série d'expériences, les sujets devaient seulement se relâcher pendant qu'agissait le bruit; dans une deuxième série, ils devaient fournir un travail intellectuel. Les sujets restaient chaque jour 8 heures dans le bruit, et ceci pendant une semaine. Les effets de la fatigue créée par le bruit sont nets sur la moyenne des sujets, et les valeurs trouvées significatives.

Summary

Two new tests are proposed for studying the nuisance produced by noise; a visual discrimination test and a test of dexterity (a pointing test).

In the first series of experiments, the subjects relaxed while listening to the noise; in the second, they had to do some intellectual work. They were exposed to the noise, 8 hours daily for a week. In the average case, the effect of the noise on the subjects was marked and significant results were obtained.

Zusammenfassung

Zur Untersuchung der Ermüdungserscheinungen durch Lärmeinwirkung werden zwei neue Tests vorgeschlagen: ein Test über das optische Wahrnehmungsvermögen und ein Punktierungstest. In einer ersten Serie von Versuchen hatten die Versuchspersonen sich lediglich zu entspannen, in einer zweiten Serie hatten sie geistige Arbeit zu leisten. Die Personen wurden eine Woche lang acht Stunden täglich dem Lärm ausgesetzt. Die dadurch verursachten Ermüdungserscheinungen sind in der Hälfte der Fälle klar erkennbar, die gefundenen Werte sind charakteristisch.

1. Introduction

Toutes les tentatives faites jusqu'à présent pour obtenir des données objectives sur les effets de gêne des bruits se sont soldées par des échecs, ou n'ont abouti qu'à des résultats discutables, voire même contradictoires; il suffit, pour s'en rendre compte, de lire l'excellente mise au point de KRYTER [7] parue en 1950.

Quelques travaux intéressants ont été publiés depuis cette mise au point. BROADBENT, par exemple, a montré ([1] à [4]) que la présence des bruits pouvait perturber de façon sensible les performances des sujets à des tests psychomoteurs. Cependant, devant l'étendue des problèmes soulevés, un nombre impressionnant de questions restent sans réponse.

Comme l'un de nous avait déjà eu l'occasion de s'interroger en 1950 sur les effets du bruit sur l'organisme (CHOCHOLLE [5]), nous nous sommes proposés d'apporter notre contribution à la recherche de méthodes qui permettraient de reconnaître si un bruit donné entraîne une gêne plus ou moins importante pour l'individu qui lui est soumis, et de décider, en conséquence, s'il est nuisible, et à quel degré.

2. Méthodes d'étude

Une des causes des nombreux échecs rencontrés jusqu'à présent doit être recherchée, nous semble-t-il, dans la durée trop courte pendant laquelle les sujets restaient dans le bruit; quelques minutes ne suffisent pas, car on peut mobiliser, concentrer tous ses efforts, toutes ses possibilités, pendant un certain temps sur le but à atteindre, malgré les obstacles rencontrés, et on arrive ainsi à surmonter ces derniers; ceci explique pourquoi, dans certaines expériences, les résultats aux tests aient été meilleurs en présence de bruit qu'en son absence; ceci n'est possible, évidemment, qu'avec un surcroît de fatigue. Mais il nous est impossible de prolonger ces efforts longtemps; au-delà d'un certain temps, il y a un relâchement, on cède petit à petit, et la lutte devient impossible au bout d'un moment. C'est pour cette raison que nous avons laissé les sujets pendant des heures dans le bruit.

Une autre cause des échecs antérieurs doit venir, nous semble-t-il, de l'emploi de sons, ou de bruits, continus ou constants; or, il semble qu'on puisse s'abstraire plus facilement d'un bruit continu, même s'il est intense; mais, par expérience, les bruits les

plus gênants sont les bruits d'ateliers ou de chantiers. Le bruit utilisé doit comprendre des éclats brusques d'intensité, séparés par des périodes plus calmes de durée variable, le tout irrégulièrement modulé en intensité et en fréquence, et fournir, à l'analyse harmonique, des composantes aiguës. De plus, l'ambiance bruyante doit paraître la moins artificielle possible.

Les tests doivent faire largement appel à l'attention des sujets, à leur aptitude à discriminer rapidement et à éviter des erreurs; ils doivent être suffisamment sensibles, présenter une période d'adaptation relativement courte. Enfin, une certaine motivation de la part des sujets à l'égard des tests est nécessaire: il faut que les tests soient distrayants, intéressent les sujets, appellent des performances.

Dans des essais préliminaires, nous avons essayé diverses techniques [6]. Nous n'avons gardé que deux méthodes, qui, seules, nous avaient donné des résultats intéressants: le visibilimètre, mis au point par SEGAL [8] pour l'étude de la fatigue visuelle, et le test de pointage, utilisé en Psychotechnique.

2.1. Le visibilimètre

L'expérience consiste en la reconnaissance d'une figure éclairée sur laquelle on projette un voile.

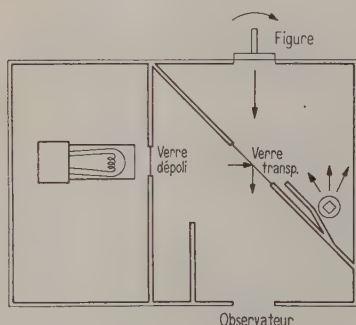


Fig. 1. Schéma du visibilimètre.

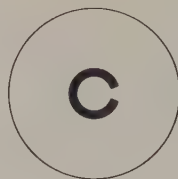


Fig. 2.
Anneau de Landolt.

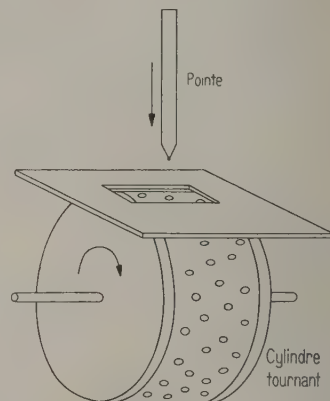


Fig. 3. Schéma de l'appareillage utilisé dans le test de pointage.

La Fig. 1 donne un schéma de l'appareillage utilisé. Une source, représentée à droite, éclaire une fente située au fond de la boîte, au travers de laquelle apparaît la figure. La lumière est réfléchiée vers la fente par laquelle regarde l'observateur en vision binoculaire. Tout l'intérieur de la boîte est peint en noir.

Les rayons lumineux d'une autre source située à gauche sont réfléchis sur un verre transparent incliné par rapport à la source; ces rayons réfléchis constituent le voile. La figure consistait en un anneau de Landolt gris sombre sur papier gris clair (Fig. 2); l'interruption de l'anneau était placée au hasard, à droite, à gauche, en haut ou en bas, au gré de l'opérateur et à l'insu du sujet.

Si le voile est moyennement intense par rapport au fond, le sujet, adapté à l'obscurité, voit, en fixant l'image, réapparaître d'abord plus ou moins vaguement un cercle ininterrompu, puis il finit par avoir un sentiment plus ou moins net de l'emplacement de l'interruption. Tout au long de ces mesures, le local était plongé dans l'obscurité; 30 secondes d'adaptation étaient laissées au sujet, pendant lesquelles il gardait les paupières closes, par surcroît de précaution; le sujet devait indiquer où se trouvait, à son avis, l'interruption de l'anneau, et ceci dès qu'il avait une impression, même fugace, de cet emplacement. L'éclairage de la figure était réglé à un niveau sensiblement identique à celui du local avant l'obscurissement. L'intensité du voile était déterminée dans des essais préliminaires; pour chaque sujet, on recherchait une valeur telle que le temps de reconnaissance ne dépasse pas 16 à 20 secondes; elle était gardée ensuite à cette valeur pour toutes les mesures sur le même sujet.

On ne gardait que les valeurs pour lesquelles les réponses des sujets étaient correctes; s'il y avait erreur dans la position de la fente, on ne retenait

pas l'essai, et on le recommençait. Chaque épreuve comprenait le nombre d'essais nécessaires pour avoir 5 réponses correctes au total (il faut remarquer, d'ailleurs, que le nombre d'erreurs était en général assez faible).

2.2. Le test de pointage

Ce test nécessite l'emploi d'un cylindre métallique entraîné à vitesse constante par un moteur (Fig. 3). Deux manchons métalliques concentriques séparés par un manchon isolant constituent le cylindre. Le manchon extérieur et le manchon isolant sont percés de trous, au nombre de 100, et répartis irrégulièrement; les trous sont d'autant plus serrés que le cylindre est plus proche de la fin de sa course.

Le sujet voit apparaître les trous au travers d'un rectangle de visée. Une pointe fixée à un manche isolant ferme un circuit électrique sur un compteur, dès qu'elle touche un des manchons métalliques. Un premier compteur intervient quand la pointe entre en contact avec le manchon métallique interne, au travers des trous (frappes correctes); un deuxième, quand la pointe entre en contact avec le manchon métallique externe (frappes fausses). On demande au sujet de pointer le maximum de trous au cours d'un tour de cylindre. Chaque série comportait 5 essais successifs.

3. Première série d'expériences
(sans travail au cours des séances)

3.1. Conduite des mesures

Parmi des séquences de bruit divers enregistrés au magnétophone à 38 cm/s (bruits d'usines, de chantiers, de trafic urbain), nous avons sélectionné des séquences jugées particulièrement désagréables par plusieurs personnes. Nous avons réalisé une grande boucle de 8 mètres sur une de ces séquences, prise dans un atelier très bruyant, avec éclats de bruit divers, assez aigus et de fréquence glissante (atelier de scierie). L'intensité globale était constamment et rapidement variable; elle oscillait en moyenne autour de 75-80 phones; les éclats ne dépassaient jamais 85-90 phones; nous sommes donc restés à la limite de l'intensité considérée habituellement comme dangereuse pour l'oreille.

Les sujets n'avaient aucun travail à effectuer; ils devaient seulement occuper leur esprit par des lectures faciles.

Avant chaque séance, les sujets étaient testés successivement au visibilimètre et au test de pointage. Puis on mettait en marche le magnétophone, et le sujet restait alors pendant 8 heures environ dans la même ambiance bruyante et sans interruption, même pendant le repas de midi qu'il prenait dans cette atmosphère.

On recommençait les essais aux tests au bout de 2 h, 4 h, 6 h, 8 h de présence dans le bruit, sans interrompre ce dernier.

On arrêta ensuite le bruit, et, après un repos d'une demi-heure, on faisait les dernières séries d'essais.

8 sujets furent utilisés, chacun pendant au moins 8 journées consécutives. Les résultats de la première journée n'ont pas été conservés, considérant qu'ils représentaient la période d'adaptation des sujets aux tests.

3.2. Résultats

Nous avons calculé d'abord les résultats individuels moyens. Soit X_0 les résultats de chacune des

mesures faites au début de la journée et X_t les résultats de chacune des mesures faites au bout d'un temps t de présence, pour chaque sujet. Nous avons inscrit ces valeurs dans des tableaux indépendants pour chaque sujet, suivant la matrice 1¹ (voir Appendice). Pour chaque intervalle de temps $(0-t)$, nous avons calculé les différences moyennes entre les résultats, ainsi que les rapports critiques T sur ces différences. Les résultats sont variables d'un sujet à un autre; certains des sujets donnent des résultats moyens moins bons dans le bruit, au moins à certaines heures de la journée, et même certaines de ces différences sont significatives; d'autres sujets, par contre, ne donnent que des différences moyennes négligeables ou nulles; les résultats seraient même, pour certains sujets et à certaines heures, meilleurs dans le bruit, mais sans que les différences soient significatives.

Nous avons alors calculé les valeurs moyennes pour l'ensemble des sujets utilisés selon la matrice 2 (voir Appendice). Tous les résultats correspondant au même jour, obtenus sur le même sujet, et classés dans le même ordre (l'ordre même des essais dans chacune des séries de 5 essais successifs), furent inscrits sur la même rangée en X_0 et en X_t .

Pour chaque intervalle de temps $(0-t)$, nous avons calculé la moyenne des différences M_d entre les résultats pour l'ensemble des sujets, ainsi que le rapport critique T sur cette moyenne de différences; chacune des différences moyennes porte sur 260 mesures, réparties sur 8 sujets².

Tableau I (visibilimètre)

$t - t_0$	2 h	4 h	6 h	8 h	après $\frac{1}{2}$ h de repos
M_d (relativement à $M_0 = 18,75$ s)	+ 2,1s	+ 3,0s	+ 4,6s	+ 4,5s	+ 0,9s
rapport critique T	+ 3,68	+ 5,45	+ 7,95	+ 8,03	+ 1,8

Le Tableau I donne les résultats des mesures au visibilimètre. Dans la colonne de gauche, est indiqué le temps moyen M_0 au bout duquel l'ensemble des sujets ont reconnu la figure au début de la journée

¹ On peut simplifier considérablement les calculs dans les dernières colonnes des matrices 1, 2, 3, en prenant une valeur provisoire plus maniable que la moyenne (un nombre entier, par exemple, ou même la valeur 0); en effet, soit X les valeurs successives de la variable, M la moyenne réelle, a la moyenne provisoire, et N le nombre de mesures:

$$\sum (X - M)^2 \quad \sum (X - a)^2 = N(M - a)^2.$$

² On a dû rejeter les résultats de 4 journées pour incidents techniques; au lieu des 280 essais escomptés pour 8 sujets pendant 7 jours, à raison de 5 essais par série, il ne restait donc plus que 260 essais au total pour l'ensemble des sujets.

(0 h de présence); dans les autres colonnes, sont indiquées les variations M_d de ce temps au bout de n heures de présence par rapport à M_0 , ainsi que les rapports critiques T . La moyenne croît régulièrement jusqu'à la sixième heure de présence dans le bruit, de 12 à 24%; ces accroissements sont très significatifs; en effet, pour 260 mesures, un T supérieur à 1,97 a au moins 95% de chances de ne pas être dû au hasard, et, quand il est supérieur à 2,60, la probabilité est supérieure à 99%, ce qui est considéré comme très significatif. Une demi-heure de repos, après 8 h dans le bruit, réduit de façon très notable le temps nécessaire à la reconnaissance de la figure; il semble subsister une légère différence sur le début de la journée (4%), mais elle n'est plus significative.

Les résultats moyens de l'avant-dernière série d'essais (8 h de présence) semblent peu différents de ceux obtenus après 6 h de présence. Nous ne croyons cependant pas qu'on doive en déduire obligatoirement l'existence d'une saturation après un certain nombre d'heures de présence dans le bruit. En réalité, les sujets se détendaient, dès que l'opérateur arrivait pour ces mesures, ils se décontractaient, reprenaient espoir, car c'était le signal de la délivrance prochaine: encore quelques minutes, et le bruit s'arrêterait, devaient-ils penser.

Tableau II (test de pointage)*

$t - t_0$	2h	4h	6h	8h	après $\frac{1}{2}$ h de repos
FF M_d (relativement à $M_0 = 7,7f$)	+ 0,7f	+ 0,3f	- 0,1f	- 0,4f	- 0,7f
FC M_d (relativement à $M_0 = 84,9f$)	- 0,1f	+ 0,5f	+ 1,2f	+ 1,4f	+ 1,6f
FT M_d (relativement à $M_0 = 92,6f$)	+ 0,6f	+ 0,8f	+ 1,1f	+ 1,0f	+ 0,9f

* f , nombre de frappes.

Les résultats moyens au test de pointage sont, par contre, beaucoup moins nets (Tableau II). Dans la colonne gauche, sont indiquées les moyennes M_0 des frappes fausses (FF), des frappes correctes (FC), des frappes totales (FT), en début de journée (0 h), moyenne de 260 mesures sur 8 sujets. Dans les autres colonnes, sont indiquées les variations moyennes M_d par rapport à ce nombre au bout de n heures. Si le sujet moyen semble faire plus de frappes fausses au cours des premières heures de présence dans le bruit et moins de frappes correctes, le sens de ces variations ne se maintient plus au cours de la journée où les sujets tendraient à faire

de plus en plus de frappes correctes et de moins en moins de frappes fausses! Les différences ne sont significatives dans aucun cas; nous n'avons pas cru utile, dans ces conditions, d'indiquer les rapports critiques T dans le Tableau II.

Après mûre réflexion, il nous a semblé que les résultats au test de pointage pouvaient s'expliquer de la façon suivante:

1. Nous avons bien créé une ambiance bruyante désagréable, mais nous n'avons cependant pas créé un état de fatigue suffisant pour le test de pointage, test dont la variabilité dans les résultats est assez faible. Il aurait fallu compliquer la tâche du sujet, en lui demandant par exemple, comme dans la vie courante, d'exécuter dans le bruit un travail où il aurait été obligé de donner toute son attention, de lutter de toutes ses forces contre le bruit.

2. Dans les essais antérieurs sur d'autres sujets, il nous avait semblé qu'en l'absence de bruit, les résultats au visibilimètre et au test de pointage ne variaient pas d'une façon sensible au cours de la journée. Mais ceci est-il valable pour tous les sujets? Certains des sujets des expériences décrites dans ce chapitre arrivaient le matin mal éveillés, et ne retrouvaient pleinement leurs aptitudes qu'au cours de la journée; l'action opposée de la récupération de l'état général et de la gêne résultant de la présence de bruit pouvait bien être la cause de l'apparence de quasi-invariabilité dans les résultats au test de pointage.

4. Deuxième série d'expériences (avec travail au cours des séances)

4.1. Conduite des mesures

Dans cette nouvelle série d'expériences, les sujets devaient exécuter un travail dans une ambiance bruyante. Nous ne pouvions malheureusement pas leur donner à exécuter un travail manuel, ce qui les aurait rapprochés des conditions habituelles de travail dans les ateliers, ou sur les chantiers. Nous leur avons demandé de fournir un travail intellectuel. Pour qu'ils le prennent au sérieux et non comme une corvée ou un exercice purement artificiel, et s'y attachent, nous leur avons laissé le choix entre des travaux personnels dont ils avaient absolument besoin et du travail dont nous avions nous-mêmes besoin. Les uns firent des traductions d'ouvrages étrangers, d'autres révisèrent des cours pour des examens, firent des problèmes, d'autres préparèrent des notes, d'autres enfin recopièrent des tableaux de chiffres.

D'autre part, les résultats ne pouvaient avoir de sens que si on comparait les résultats pour les mêmes sujets, un même type de travail et aux mêmes

heures, entre un certain nombre de jours avec travail et un nombre identique de jours sans travail.

5 sujets, tous différents des sujets des expériences précédentes, furent donc gardés pendant 5 jours consécutifs dans le bruit, et pendant 5 autres jours consécutifs, ils exécutèrent le même travail mais en l'absence de bruit. Une journée préliminaire en présence de bruit était prévue, pour permettre aux sujets de s'adapter aux mesures; les résultats obtenus au cours de cette journée ne furent évidemment pas conservés.

Les sujets restèrent 8 heures dans le bruit comme précédemment. Pour tous les sujets, le bruit utilisé fut un enregistrement, sur une boucle de bande de 8 mètres environ, du bruit d'une bétonneuse sur un chantier fort bruyant: des éclats et des bruits divers apparaissaient de temps à autre sur un fond déjà désagréable par lui-même, dû au déplacement continu des engrenages, etc. L'intensité globale du bruit était d'environ 75–80 phones, avec des pointes à 85–90 phones.

On procédait aux mesures comme dans les expériences précédentes.

4.2. Résultats

Nous avons d'abord essayé de faire des moyennes individuelles comme dans les expériences précédentes. Nous avons procédé de la même façon, à l'exception près que nous avons retranché les résultats des jours en absence de bruit de ceux des jours en présence de bruit. Comme dans la première série d'expériences, cette méthode de calcul ne nous apprend rien, car chaque sujet donne des résultats différents de ceux du voisin, comme s'il y avait autant de comportements devant le bruit que de sujets.

Nous avons alors calculé les valeurs moyennes pour l'ensemble des sujets selon la matrice 3 (voir Appendice). Tous les résultats ont été inscrits pour chaque sujet dans le même ordre dans les colonnes intitulées «avec bruit» et «sans bruit» (dans les deux cas, l'ordre même des journées successives en présence de bruit d'un côté, en absence de bruit de l'autre, et pour chaque jour, dans l'ordre même des essais dans chacune des séries des 5 essais successifs au temps t et au temps 0). Pour chaque intervalle de temps ($0-t$), nous avons calculé la moyenne des différences M_d entre jours avec et jours sans bruit pour l'ensemble des sujets, ainsi que le rapport critique T sur cette moyenne de différences. Chacune des différences moyennes porte sur 110 mesures, réparties sur 5 sujets³.

³ On a dû rejeter les résultats de 3 journées pour incidents techniques; au lieu des 125 essais escomptés pour 5 sujets pendant 5 jours à 5 essais par série, il ne restait donc plus que 110 essais au total pour l'ensemble des sujets.

Tableau III (visibilimètre)

$t - t_0$	2 h	4 h	6 h	8 h	après $\frac{1}{2}$ h de repos
M_d (relativement à 0 h et aux jours sans travail) ($mM_0 = 20,1s$)	+ 4,2s	+ 4,1s	+ 4,9s	+ 3,4s	+ 0,4s
rapport critique T	+ 3,82	+ 4,10	+ 4,58	+ 3,70	+ 0,43

Le Tableau III donne les résultats des mesures au visibilimètre. Dans la colonne de gauche, on a indiqué le temps moyen en secondes, au bout duquel les sujets ont reconnu la figure en début de journée (0 h); comme les temps moyens des jours en présence et en absence de bruit étaient pratiquement identiques (ce qui était normal puisque les sujets devaient se trouver dans les mêmes conditions en début de journée dans les deux cas), nous avons fait la moyenne mM_0 de ($M_0 + M_0'$); ces temps moyens reposent donc sur 220 observations.

Dans les autres colonnes, sont indiquées les différences M_d entre les variations des résultats au bout de n heures dans les expériences en présence de bruit dans un cas et les mêmes variations dans les expériences en absence de bruit. Les résultats auraient été les mêmes d'ailleurs si on avait pris les différences entre les variations entre jours avec bruit et jours sans bruit à n h et les mêmes variations à 0 h. Les rapports critiques sont indiqués dans la dernière rangée.

On retrouve les mêmes constatations que dans la première série d'expériences, bien que l'accroissement des temps soit moins net au cours de la journée; celui-ci ne passe plus que de 21% à 23%; les rapports critiques T sont très significatifs (pour 110 mesures, T est significatif s'il est supérieur à 1,98, et très significatif s'il est supérieur à 2,62). On retrouve aussi l'effet que nous avons attribué à la décontraction du sujet à la dernière série de mesures dans le bruit, et l'effet de la demi-heure de repos, qui annule presque complètement la fatigue résultant du bruit (la différence, ramenée à 2%, n'est plus significative).

A l'examen du Tableau IV, on voit les effets du bruit sur le pointage. Le nombre de frappes fausses augmente progressivement de 10 à 20%, et ceci d'une manière significative; la dernière mesure au cours du bruit se ressent de la décontraction du sujet, et la demi-heure de repos a le même résultat que pour le visibilimètre (différence ramenée à 1,2%, sans signification).

Le nombre des frappes correctes (FC) semble ne pas varier d'une façon significative. Le nombre des frappes totales (FT) semblerait, par contre, croître, puis décroître après le repos.

Tableau IV (test de pointage)*

$t - t_0$	2 h	4 h	6 h	8 h	après $\frac{1}{2}$ h de repos
FF					
M_d (relative- ment à 0 h et aux jours sans tra- vail)					
($mM_0 = 8,3f$)	+ 0,8f	+ 1,6f	+ 1,7f	+ 1,2f	+ 0,1f
rapport critique T	+ 1,14	+ 2,02	+ 2,20	+ 1,67	+ 0,14
FC					
M_d (relative- ment à 0 h et aux jours sans tra- vail)					
($mM_0 = 87,7f$)	+ 1,2f	- 0,1f	0f	+ 0,1f	+ 1,2f
rapport critique T	+ 1,71	- 0,14	0	+ 0,13	+ 1,58
FT					
M_d (relative- ment à 0 h et aux jours sans tra- vail)					
($mM_0 = 96,0f$)	+ 2,0f	+ 1,5f	+ 1,7f	+ 1,3f	+ 1,3f
rapport critique T	+ 2,22	+ 1,62	+ 2,25	+ 1,48	+ 1,50

* f , nombre de frappes.

Les résultats au test de pointage confirment donc bien les hypothèses proposées pour expliquer les résultats des premières séries d'expériences. Pour nous rendre compte s'il en est bien ainsi, nous avons calculé les différences moyennes dans les résultats aux tests entre n heures et 0 h en absence de bruit; il apparaît une réduction, bien que faible, des erreurs au test de pointage au cours de la journée, et un léger accroissement des réponses correctes. Au visibilimètre, par contre, on ne trouve pas de variations nettes.

Les résultats au test de pointage ne sont cependant pas encore aussi nets qu'au visibilimètre. Malheureusement, l'appareillage utilisé n'était pas sans défauts: manque de puissance du moteur, donc ralentissement du cylindre à chaque frappe; trous trop larges, trop faciles à pointer, et pas de dispositif prévu pour éviter de mettre en action, à la fois, le compteur de frappes correctes et le compteur de frappes fausses, quand les frappes sont contiguës au bord des trous; nombre insuffisant de trous, donc effort trop faible à fournir (il aurait fallu 150 à 200 trous); imprécision et dérèglement trop fréquent des compteurs électromagnétiques.

5. Conclusions

Ainsi, les deux tests utilisés (le visibilimètre et le test de pointage) peuvent rendre compte de l'effet des bruits. Mais il est nécessaire de:

— recréer une véritable ambiance de bruit, au moyen de bruits réels enregistrés, si on ne peut mettre les sujets dans une ambiance réelle,

— mettre les sujets dans une situation telle qu'ils soient véritablement gênés dans leur activité par les bruits,
— laisser agir le bruit suffisamment longtemps, c'est-à-dire non pas quelques minutes, mais des heures (au moins 2 à 4 h),
— opposer les résultats des jours avec ambiance bruyante à ceux des jours sans ambiance bruyante pour les mêmes sujets,
— avoir un certain nombre de mesures sur le même sujet dans les deux cas,
— prendre la moyenne d'un certain nombre de sujets.

Evidemment, ce dernier point pourrait porter à critique. Car, qui peut affirmer que la moyenne des résultats, surtout si le nombre des sujets est petit, peut donner le comportement d'un sujet moyen, quand les comportements individuels peuvent être très différents? L'idéal serait, peut-être, d'avoir un très grand nombre de mesures sur chaque individu, et de grouper les individus en groupes ayant des comportements identiques. Tout ceci est irréalisable, d'autant plus qu'on n'est pas sûr que chaque sujet, s'il devait rester de trop longs jours dans la même ambiance bruyante, ne s'y habituerait pas ou ne finirait pas par avoir une aversion complète à l'égard de l'ambiance.

Nous pensons que les résultats obtenus sont nets, surtout si on veut bien se rappeler qu'au cours des expériences préliminaires, ils furent nets et significatifs pour 3 sujets, comme ils le sont pour la moyenne des 8 sujets de la première série d'expériences du présent travail et pour la moyenne des 5 sujets de la deuxième série d'expériences, tous différents dans chaque cas; cela ne peut pas être fortuit.

Il est intéressant de constater aussi que l'effet d'un repos d'une demi-heure après 8 heures de bruit consécutives a toujours été de réduire à peu près totalement les effets de gêne du bruit. On peut donc penser qu'il suffirait d'intercaler de petits arrêts avec silence complet au cours d'une journée de travail, pour réduire considérablement les effets nocifs du bruit.

(Reçu le 21 novembre 1956.)

Bibliographie

- [1] BROADBENT, D. E., The twenty dials and twenty lights test under noise condition. *APU*, 160/51, Psychol.-Lab., Cambridge, p. 8.
- [2] BROADBENT, D. E., Listening to one of two synchronous messages. *J. exp. Psychol.* **44** [1952], 51 - 55.
- [3] BROADBENT, D. E., Noise, paced performance and vigilance tasks. *Brit. J. Psychol.* **46** [1953], 295 - 303.
- [4] BROADBENT, D. E., Some effects of noise on visual performance. *Quart. J. comp. Psychol.* **6** [1954], 1 - 5.

- [5] CHOCHOLLE, R., L'ambiance sonore, facteur important dans la sécurité du travail. 2ème Congrès INS 1951, pp. 203-207.
- [6] CHOCHOLLE, R. et BERGER, P., Premiers résultats d'essais de gêne des bruits effectués au moyen de nouveaux test. 5e Congrès INS 1954, pp. 95-97.
- [7] KRYTER, K. D., The effects of noise on man. J. Speech. Hear. Dis., supp. [1950], 95.
- [8] SEGAL, J., Les effets de l'éclairage par tubes à fluorescence sur la fatigue visuelle. Cah. Cent. Scient. Tech. Bât. 84 [1950], 1-8.

Appendice

Matrice 1

X_t	$X_t - M_t$	$(X_t - M_t)^2$	X_0	$X_0 - M_0$	$(X_0 - M_0)^2$
ΣX_t		$\Sigma (X_t - M_t)^2$	ΣX_0		$\Sigma (X_0 - M_0)^2$
$M_t = \frac{\Sigma X_t}{N}$		$\sigma^2_{M_t} = \frac{\Sigma (X_t - M_t)^2}{N(N-1)}$	$M_0 = \frac{\Sigma X_0}{N}$		$\sigma^2_{M_0} = \frac{\Sigma (X_0 - M_0)^2}{N(N-1)}$
$d_M = M_t - M_0$		$\sigma_{d_M} = \sqrt{\sigma^2_{M_t} + \sigma^2_{M_0}}$			$T = d_M / \sigma_{d_M}$

Matrice 2

X_t	X_0	$X_t - X_0$	$(X_t - X_0) - M_d$	$[(X_t - X_0) - M_d]^2$
	ΣX_0	$\Sigma (X_t - X_0)$		$\Sigma [(X_t - X_0) - M_d]^2$
	$M_0 = \frac{\Sigma X_0}{N}$	$M_d = \frac{\Sigma (X_t - X_0)}{N}$		$\sigma^2_{M_d} = \frac{\Sigma [(X_t - X_0) - M_d]^2}{N(N-1)}$
		$T = M_d / \sigma_{M_d}$		

Matrice 3

avec bruit		sans bruit		$Y' - Y$	$(Y' - Y) - M_a$	$[(Y' - Y) - M_a]^2$
X'_t	X'_0	$Y' =$ $= X'_t - X'_0$	X_t	X_0	$Y =$ $= X_t - X_0$	
$\Sigma X'_0$		ΣX_0		$\Sigma (Y' - Y)$		$\Sigma [(Y' - Y) - M_a]^2$
$M'_0 =$ $\Sigma X'_0$ N		$M_0 =$ ΣX_0 N		$M_a =$ $= \frac{\Sigma (Y' - Y)}{N}$		$\sigma^2 M_a =$ $= \frac{\Sigma [(Y' - Y) - M_a]^2}{N(N-1)}$

$T = M_a / \sigma_{M_a}$

AN INSTRUMENT FOR RECORDING CHANGES OF SOUND VELOCITY IN THE SEA

by W. D. CHESTERMAN and M. J. GIBSON

H. M. Underwater Detection Establishment, Portland, Dorset, England

Summary

An instrument is described for recording changes of sound velocity in the sea. A continuous wave system is transmitted from one transducer to another across a fixed path, and the phase difference is measured between transmitted and received signals.

Results are given of the use of the instruments at sea under various conditions. The instrument must be used from a stationary ship, since water flow relative to the transducers is unacceptable. Other limitations are discussed.

Sommaire

On décrit un appareil permettant d'enregistrer les variations de la vitesse du son dans la mer. Un transducteur émetteur envoie, sur un trajet déterminé, un train d'ondes continues à un transducteur récepteur, et on mesure la différence de phase entre les signaux émis et reçus.

On donne des résultats obtenus avec cet appareil pour différents états de la mer. L'appareil doit être utilisé à partir d'un bateau fixe, puisqu'on ne peut pas accepter un écoulement de l'eau par rapport aux transducteurs. D'autres restrictions à l'emploi de cet appareil sont examinées.

Zusammenfassung

Es wird ein Gerät für die Aufzeichnung der Änderung der Schallgeschwindigkeit in Seewasser beschrieben. Es mißt die Phasendifferenz zwischen gesendetem und empfangenem Signal bei Übertragung eines kontinuierlichen Wellenzuges längs einer gegebenen Strecke.

Für den Einsatz des Instruments unter verschiedenen Bedingungen werden Ergebnisse mitgeteilt. Das Gerät muß von einem ortsfesten Schiff aus betrieben werden, da Wasserströmungen relativ zu den Wandlern vermieden werden müssen. Weitere Einschränkungen werden diskutiert.

1. Introduction

The velocity of sound in the sea has for many years been a matter of great interest to those working on problems in underwater acoustics. For example the accuracy of depth determination by echo sounding depends on precise knowledge of the variation of velocity with depth. Tables have been prepared by MATTHEWS [1] giving the values of velocity at different temperatures, salinities, and pressures (depths), and by DEL GROSSO [2]. Between 1920 and 1922, WOOD [3] made an extensive series of velocity measurements in the sea near Dover, using the firing of explosive charges to record a series of signals on spaced hydrophones. He expressed the result of his investigations in the following empirical expressions for velocity:

$$\begin{aligned} \text{or} \quad c &= 4626 + 13.8t - 0.12t^2 + 3.73S \text{ ft/s} \\ c &= 1410 + 4.21t - 0.037t^2 + 1.14S \text{ m/s} \end{aligned}$$

where t is the temperature in $^{\circ}\text{C}$ and S the salinity in parts per thousand. WOOD found these relations held over the range of temperature (t $^{\circ}\text{C}$) from 6° to 17°C .

None of these sources are in precise agreement. One can set approximate limits to the range of velocities which are likely to occur at sea. At one end of the scale is $t = 4^{\circ}\text{C}$, $S = 0^{\circ}/_{\infty}$, $c = 4680 \text{ ft/s}$, at the other is $t = 26^{\circ}\text{C}$, $S = 36^{\circ}/_{\infty}$, $c = 5040 \text{ ft/s}$. These are changes of $\pm 180 \text{ ft/s}$ about a level of 4860 ft/s ($T = 8^{\circ}\text{C}$, $S = 35^{\circ}/_{\infty}$), and are extreme conditions beyond the range of WOOD's expression, but such extreme changes are not considered in the present investigation.

For many problems at sea, it is valuable to have a means of making a localised direct measurement of velocity. BROWN [4] and others have developed instruments with this end in view. At sea it is practicable to use, from a stationary ship, a submersible measuring unit suspended by its own electrical cable and to obtain a velocity recording aboard a survey ship. By using alternative means of presentation, velocity can be recorded either against depth or against time. It is the purpose of this paper to discuss some of the limitations in making localised velocity measurements and to describe instruments which have been developed by the authors for recording sound velocity changes in the sea.

2. Basic principles—The phase measurement

The basic principle of the instruments to be described in this paper is a phase measurement (Fig. 1). To measure the velocity c of sound in sea

equivalent to a temperature change of about 0.25°C , or about $1^\circ/_{\infty}$ salinity. Difference of phase angle $\delta\theta$ will be directly proportional to differences of velocity δc only over a limited range of change of c . Consider a practical set of conditions. If we choose values of f , d , and c as follows:

$$f = 48.6 \times 10^3 \text{ c/s,}$$

$$d = 1.35 \text{ ft,}$$

$$c = 4860 \text{ ft/s } (t = 8.2^\circ \text{C, } S = 35^\circ/_{\infty})$$

then $\theta = 4860^\circ$ of phase and 1° of phase change is equivalent to 1 ft/s of velocity change at the velocity of 4860 ft/s.

This equivalence is maintained over quite a wide velocity change and within $\pm 120 \text{ ft/s}$ change from the value of 4860 ft/s, the departures from the linear relation reach a maximum of only 3 ft/s at the ends of this range. With $\pm 180 \text{ ft/s}$ change, the difference from the linear relation reaches 8 ft/s. Thus, to aim at an overall accuracy of velocity measurement of $\pm 3 \text{ ft/s}$ implies the accurate measurement of phase angle to rather better than $\pm 3^\circ$. This accuracy must be achieved in an instrument for use at sea, where robustness is essential.

The most direct way to study experimentally the overall phase measuring performance of a given system is to vary the distance d successively through a number of wavelengths and to measure electronically the phase changes at a closely spaced series of values. Apparatus constructed for this experiment is shown in Fig. 2. A submersible transducer assembly permits the receiving transducer to be moved by a Bowden cable control from the surface whilst the unit is submerged in the sea in an isothermal region where the velocity remains constant.

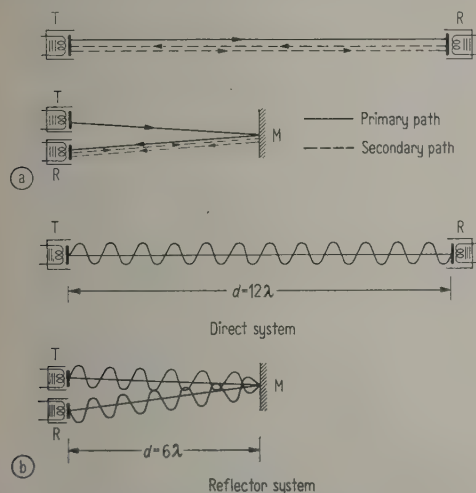


Fig. 1. Basic principle of the systems;
T transmitting magnetostriction transducer,
R receiving magnetostriction transducer,
M mirror,
 d distance apart of transducer radiating faces,
 λ wavelength of acoustic radiation,
 n frequency of acoustic radiation,
 v velocity of sound in the gap.

water a continuous sine wave signal is transmitted from the transducer T to a transducer R through a fixed distance d in water. The phase difference between the transmitted and received signal is then measured electronically and presented as a deflection on a paper recorder. Fig. 1 illustrates alternative arrangements, a "direct" system in which the transducers face one another, and a "reflector" system in which the acoustic wave train is reflected at a quarter-wave plate M and received at the transducer R. If, for example, the distance $d = 12\lambda$ in the direct system, then for corresponding conditions in the mirror system the distance d becomes 6λ . The total phase difference between transmitter and receiver is given by

$$\theta = 2\pi d/\lambda \text{ radians}$$

since

$$c = f\lambda$$

where f frequency, λ wavelength, we have

$$\theta = 2\pi f d/c \text{ radians}$$

or

$$\theta = 360 f d/c \text{ degrees.} \quad (1)$$

This fundamental equation for the relationship of θ with c must hold with a practical instrument to a high order of accuracy if measurements of velocity are to be made to within $\pm 3 \text{ ft/s}$ in about 5000 ft/s,



Fig. 2. Apparatus for studying variation of phase with spacing of transducers.

The relation in equation (1) for the dependence of θ on d should ideally hold precisely, but in practice additional acoustic wave patterns and other complicating factors disturb the simple relationship. PIERCE [5] studied this effect in his work on ultrasonic interferometers during measurement of the velocity of sound in air. For instance, if a mirror system is arranged, as in Fig. 1, and the value of d varied from 7λ up to 12λ by stages of 15° of phase and a continuous experimental measurement of phase change made as distance increases, then curves are

obtained of the form shown in Fig. 3. The maximum slope is much greater than unity at values of d which are multiples of λ and the minimum slope is much less than unity at values of d which are multiples of $(2N+1)\lambda/2$. As seen in Fig. 3, these deviations from the linear relationship becomes less serious as d is increased from 7λ to 12λ .

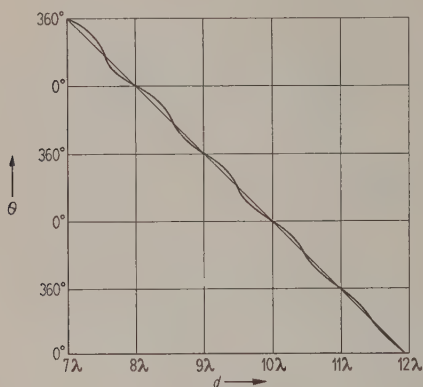


Fig. 3. Variation of θ with d for $d=7\lambda$ to $d=12\lambda$ (direct system). Curves obtained using apparatus of Fig. 2.

In the direct system, at a gap separation of 7λ , the departures from the linear relation are very much less serious than exist with the mirror system. They are, however, sufficiently serious to impair the accuracy of velocity measurement to an unacceptable extent. As d increases from 7λ to 14λ the departures from linearity becomes progressively less and from 14λ to 20λ they are negligible. Fig. 4 shows the comparative curves around a spacing of 6.7λ (where 1° of phase is equivalent to 2 ft/s of velocity) and the corresponding curves around a spacing of 13.4λ (where 1° of phase is equivalent to 1 ft/s of velocity) for both mirror and direct systems. This second

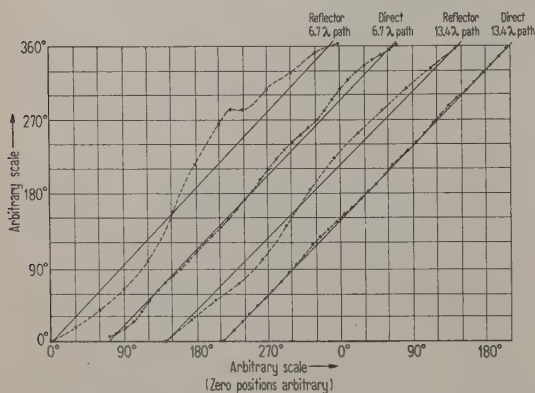


Fig. 4. Comparison of direct and reflector systems at $d=6.7\lambda$ and $d=13.4\lambda$.

spacing position (13.4λ) was, therefore, established as the fixed value of d for the design of an instrument. Any values of d above 12λ will give a satisfactory accuracy of performance.

As will be seen in Fig. 1, in the mirror system the primary and secondary path lengths are the same, and thus with a high reflection coefficient at the mirror there is an unacceptably high contribution from the secondary path. There will not, therefore, be a „unique“ phase difference measured. In the direct system the secondary path length will be twice that of the first and in addition, with a relatively low reflection at the transducer face, the contribution in this case will not be so damaging.

The main criterion, therefore, in determining d is that the value of d shall be high enough to give a nearly linear relationship for θ and d according to equation (1). In addition, the exact value of d is then chosen to make a convenient and simple relation between measured phase angle change and velocity change. The curves of Fig. 4 show that for the direct system $d=13.4\lambda$ is a satisfactory compromise. For velocity differences of ± 120 ft/s from a value of 4860 ft/s there is no phase ambiguity in the measurement because there has been less than 360° of phase change.

3. Instrument design

There were three main parts of the instruments designed to measure velocity changes on this phase principle — the submersible transducer assembly (Fig. 5), the electronic equipment at the surface for phase measurements, and the recorder display for presentation of velocity changes.

3.1. Submersible transducers

Magnetostriction transducers were used, slightly away from the resonance frequency of 50 kc/s so that frequency change did not lead to undesirable phase changes. The radiating face area was approximately 1λ square. The mounted units were separated by „Invar“ rods. This Nickel-Iron steel has a very low temperature expansion coefficient of 9 millionths per $^\circ\text{C}$. At the chosen spacing a change in separation of 0.001 in. leads to a velocity error of 0.3 ft/s. The transducers were mounted in their housings with great care for rigidity. Conical-ended screws (of angle 45°) entered shallow holes drilled in the outer laminations locating the transducer near the nodes. Sea trials with other methods of mounting showed this system was also free from undesirable acoustic crosstalk from the transmitter to the receiving transducers. These features ensured physical stability of a high order. Sponge rubber surrounded all but the active transducer face. The submersible transducer unit was designed for ease of assembly

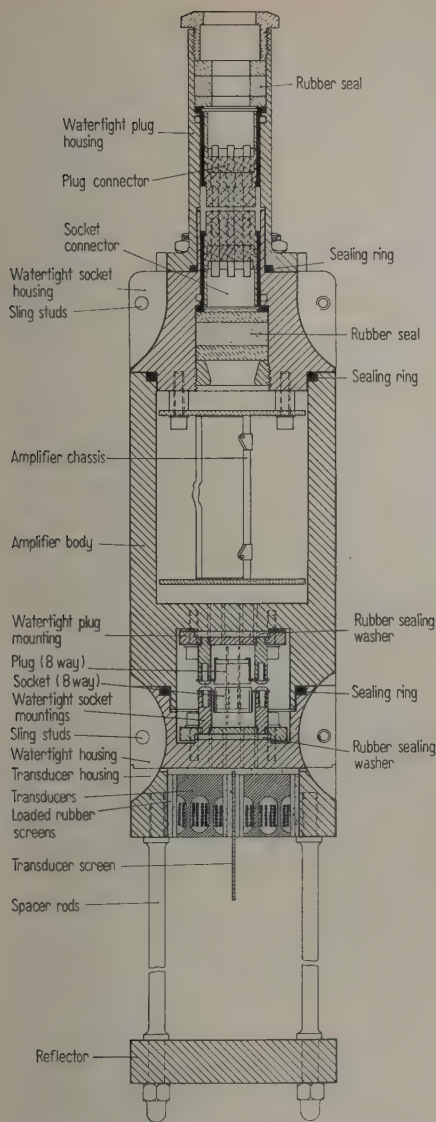


Fig. 5. Design of submersible transducer unit.

and is shown in Fig. 6 in various forms. The first stage of signal amplification was built into the unit and the construction throughout was of „Monel“ so that no sea corrosion difficulties should arise.

The transducer impedance at the working frequency is about 30 ohms. At the normal output level the transmitted signal level was approximately 0.5 watts as a pure sine wave. The mechanical *Q* factor of the transducer was approximately 5.

3.2. Electronic phase measurement

The function of the electronic equipment is to make an accurate measurement of the phase change introduced into the water path. A block diagram of

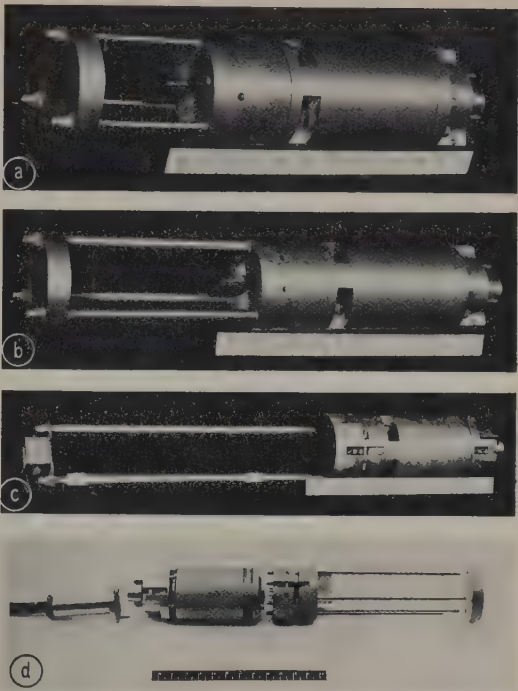


Fig. 6. Submersible transducer assemblies. Successive designs of fast response instruments.
(a) Mirror system, total path length 6.7λ ,
(b) Mirror system, total path length 13.4λ ,
(c) Direct system, total path length 13.4λ ,
(d) Method of construction of submersible unit.

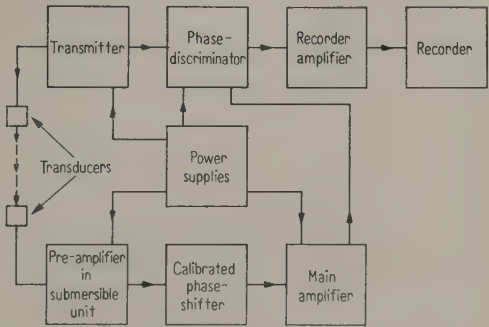


Fig. 7. Block diagram of system for electronic phase measurement.

the circuit is shown in Fig. 7, and the circuit details in Fig. 8 and 9.

A crystal-controlled oscillator running at 48.6 kc/s drives a power-output stage which is transformer-coupled to the transmitting transducer in the under-water unit. The same signal is fed, via a preset sensitivity control, to a voltage-amplifier stage providing the reference signal to a diode phase discriminator.

in amplitude as the spindle of the potentiometer is rotated, one being at maximum when the other is at minimum. A double triode valve then combines the two as components to produce a voltage vector whose is variable over 360° by the sine/cosine potentiometer while its amplitude remains constant. An automatic gain control system is incorporated which keeps the output constant at approximately 20 volts r.m.s. over an input voltage variation of 20 dB. The signal at this level is then applied to the phase discriminator where it is compared in phase with the reference signal, giving a push-pull D.C. out-of-balance voltage which is applied to the pen recorder amplifier and thence to the pens of the recorders. Overall sensitivity of the apparatus is 1 mm pen deflection for 1 ft/s velocity change equivalent to 1° phase shift (at $d = 13.4 \lambda$).

Special care has been taken to ensure a high degree of gain and phase stability. It has been necessary to employ considerable feedback so that the circuit has high stability.

3.3. *Alternative form of display*

A number of different types of instruments have been constructed during the course of development, some of the direct and some of the reflector type. On the final recorder systems velocity has been recorded either as a function of depth or as a function of time according to the actual instrument.

Instruments can be designed to give either fast or slow response times to velocity changes. Thus, an earlier type of velocity meter had a response time of 10–15 seconds, while the later model has almost instantaneous operation, limited only by the inertia of the recorder pen—about 10 milliseconds. Electronically, both types of meter are basically similar, including the underwater head amplifier and phase-shifting circuits. However, the methods of presentation are rather different. In this rapid response instrument the out-of-balance D.C. output from the phase discriminator following a velocity change is fed through a D.C. amplifier to a pen recorder unit, deflection of the pen representing velocity, while the recording paper travel is adjustable in three speeds, 2 cm/min, 5 cm/s and 15 cm/s. The first slow speed enables a general velocity/time record to be taken over long periods, and the two fast speeds allow detailed examination of very rapid velocity fluctuations to be made.

In the earlier designs a rotating circular chart was used with a radial record of velocity given by a servo-driven pen. This servo-mechanism constituted the major difference in design. D.C. output voltage from the phase discriminator operates a sensitive balance relay which in turn starts a reversible impulse motor. This motor drives the sine/cosine po-

tentiometer in the phase shifting circuit and also the velocity recording pen. A positive or negative-going output from the phase discriminator, caused by a corresponding change in velocity, biases the relay, which operates the impulse motor, and rotates the sine/cosine potentiometer either forwards or backwards until the phase shift introduced brings the discriminator stage to balance, thus stopping the action. The rotation of the potentiometer is recorded as a velocity change by movement of the pen, the smallest recorded change being 0.5 ft/s, an accuracy well within the designed limits of the instrument of 3 ft/s.

A modified instrument was also built, where rotation of the recording chart was dependent upon the depth at which velocity measurements were taken, the prime controlling element being a pressure transducer, the D.C. resistance change of which controlled a further servo-mechanism driving the chart. This system thus made it possible for velocity/depth records to be taken.

4. **Measurement of rapid temperature changes**

During these investigations it was clearly essential to make comparative records of temperature simultaneously with velocity changes; so a resistance temperature unit was built into the submersible transducer assembly unit.

The temperature sensitive elements of the system are two fine copper coils (turns of 46 SWG wire) which are connected in two opposite arms of a Wheatstone Bridge. The circuit is completed by two more coils having a very low temperature coefficient, a copper-manganese-nickel alloy („Minalpha“) being used. Only the copper elements are in contact with the water, the other wire coils are enclosed in the casing. All four arms are non-inductively wound and each has a resistance of about 10 ohms. Connections via three of the conductors in the multicore velocity cable supply the D.C. bridge current and transmit to the surface the out-of-balance potentials. Fig. 10 illustrates an example of these temperature units after coating with a special sea-water-proof varnish of a type called High Meg One (LEWIS BERGER). Figs. 11 and 12 illustrate the circuit details of the control and measurement circuit for this temperature unit.

Deflection sensitivity can be selected by means of variation of bridge current and adjustment of sub-

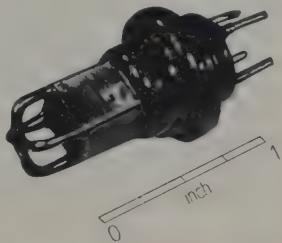


Fig. 10. Temperature measuring resistance units.

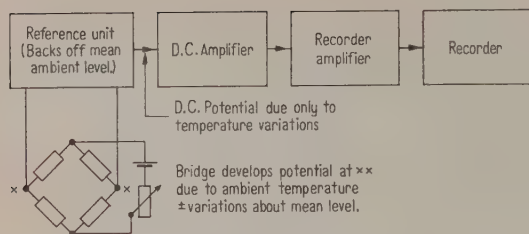


Fig. 11. Block diagram of temperature measuring system.

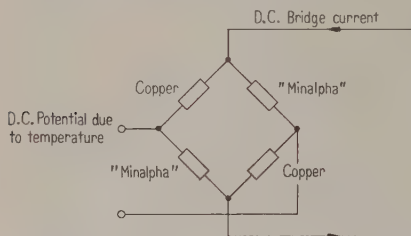


Fig. 12. Temperature bridge circuit.

sequent amplification before the recorder. Maximum sensitivity permits temperature changes of 0.001°C . to be recorded, corresponding to a velocity change of 0.014 ft/s . The response time due to thermal inertia is 0.1 seconds.

5. Laboratory tank experiments

Before taking this equipment to sea, proving trials were carried out in a tank of salt water lined with material to absorb acoustic energy. Provided this is

out of doors, the diurnal temperature cycle of the water enables stability checks to be made, and the correspondence of velocity with temperature to be examined. The necessary steps in stabilising the H.T. circuits in the electronic control equipment were determined in these tank tests, and the circuit details established as shown in Fig. 8.

6. Investigations at sea

Successive designs of submersible transducer units are illustrated in Fig. 13. These were developed for use with the slow response display on the rotating circular chart system. Later types of submersible units were shown in Fig. 6 of both the mirror and direct systems.

Using these instruments a variety of velocity phenomena has been studied. The recorder display can be chosen according to the period of time for which the study lasts, and some examples are given in the Table I.

Fig. 14 illustrates changes in relation to tidal cycle and Fig. 15 long-term variation at one depth. Fig. 16a illustrates rapid changes at a depth of 2 fathoms in Weymouth Bay. Here, temperature fluctuations are matched by equivalent velocity changes. Fig. 16b illustrates that these rapid velocity fluctuations can also occur at depths of 20 fathoms and in addition considerable rapid fluctuations occur about the mean levels. Fig. 16c shows the velocity changes near a thermocline at 15 fathoms off Fal-

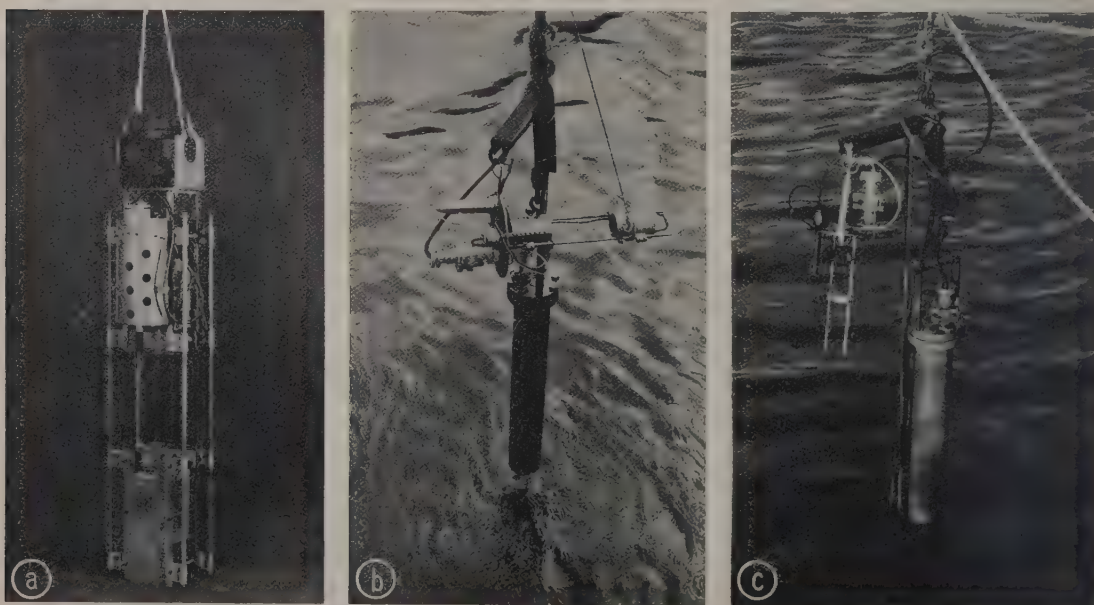


Fig. 13. Submersible transducer assemblies. Successive designs of slow response instruments.

(a) Direct system, no submersible pre-amplifier, (b) Direct system, submersible pre-amplifier, (c) Mirror system.

Table I

Phenomena	Period of study (approx.)	Display recorder	
		Speed of transport of paper	Co-ordinates
Relation to tidal cycle	Days	0.05 cm/min	Radial
Long term variation at one depth	Hours	0.05 cm/min	Radial
Rapid micro-structure variation at fixed depth	Minutes	0.7 cm/min	Cartesian
Very rapid fluctuation	Seconds	900 cm/min	Cartesian
Thermocline effects	Minutes	2 cm/min	Cartesian

Effect of hydrostatic pressure

These various trials at sea established that at fixed depth the Velocity Meter recorded changes of velocity in general agreement with temperature and salinity changes. However, there have been a number of occasions in which there has been an unexplained change in velocity due to a depth change. Fig. 17 a illustrated a typical result of velocity measurements in 50 fathoms of water. In the isothermal region, from 25 to 50 fathoms, a phase change continued to be recorded as the depth increased. This effect occurred on both direct and mirror systems. Two possible causes of this pressure effect were examined. When the transducer faces are inadequately wetted, air can be trapped between laminations or in surface crevices. Air is also trapped inside the rubber

pressure-release material surrounding the transducer and this air is compressed as the depth increases, thus altering the mechanical stiffness and dimensions of the rubber, and consequently its efficiency.

A further carefully controlled trial was therefore carried out in deep water to investigate the wetting problem. The rubber pressure-release material was removed and the transducer surfaces treated with wetting agent before immersion. During the first dip, the reproducibility of phase changes was very poor, but readings become more consistent progressively through

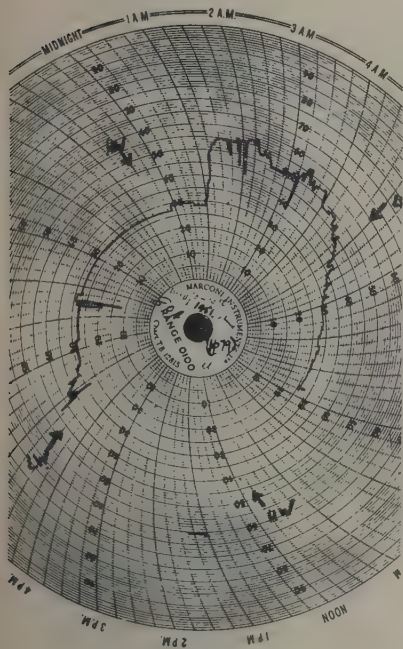


Fig. 14. Changes in velocity over tidal cycle.



Fig. 15. Long term variation in velocity at fixed depth.

mouth. Owing to the motion of the ship the instrument was penetrating the thermocline at the point of steepest temperature gradient. Fig. 16 d illustrates the effect on raising or lowering the instrument a few feet when the fluctuations are less marked and occur in both directions. Depth changes on lowering from 2 fathoms to 40 fathoms gave the pattern shown in Fig. 16 e.
Recorder paper speed could be increased to 900 cm/min if desired to study very rapid velocity fluctuations.

the first half hour. Typical results after this period of time on two occasions are shown in Fig. 17 b. Here, from 11 to 30 fathoms in an isothermal region, the velocity record does not show the undesirable effect of depth which was illustrated in Fig. 17 a.
Additional experiments have established that residual small phase errors in shallower depths are not due to changes in the water path, but are produced at the transducer itself.

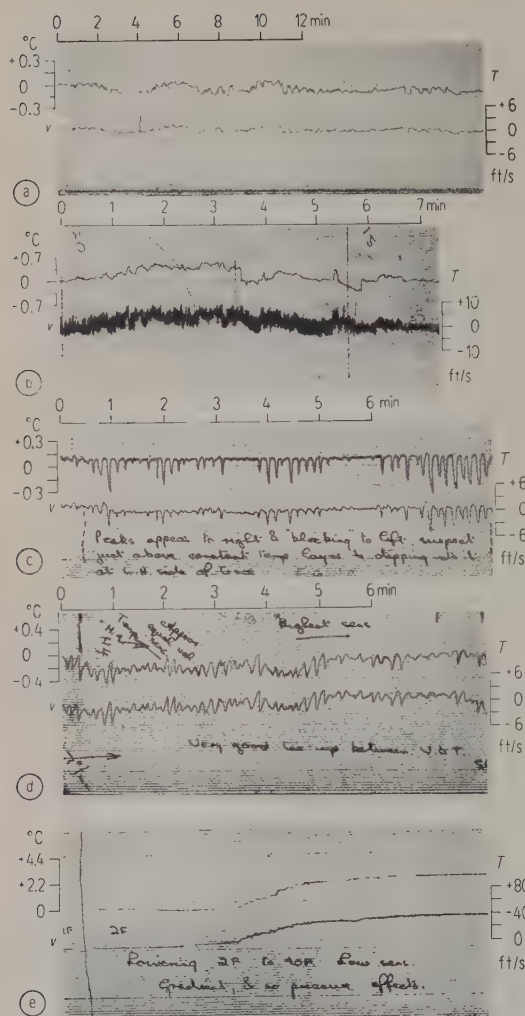


Fig. 16. (a) Rapid changes in velocity at shallow depth, (b) Rapid changes in velocity at 20 fathoms, (c) Velocity changes at a thermocline, (d) Velocity changes near a thermocline, (e) Variation of velocity with depth.

7. Conclusions

It appears that many of the problems of recording localised changes of sound velocity in the sea have now been overcome. The electronic problems of measuring phase sufficiently accurately and with good long term stability have been solved.

It is essential that the transducer system is completely wetted before any recordings are taken and the instrument must not be used closer than 2 metres from a reflecting interface. The present irreducible residual phase errors can be made less serious by the choice of longer path lengths, at the price of a consequent gain of sensitivity.

The continuous wave system described is a satisfactory basis for the recording of localised sound

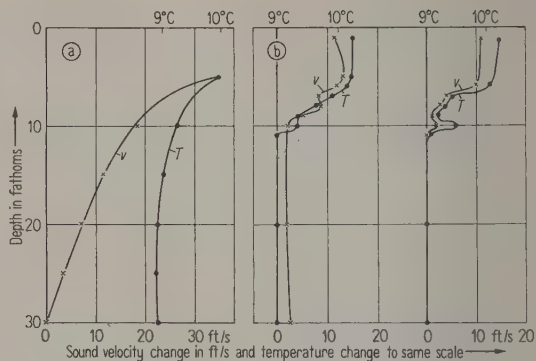


Fig. 17. Change of velocity with depth (v: velocity, T: temperature).

- (a) With pressure release material surrounding transducers, May 1955,
(b) Pressure release material removed from transducers, May 1956.

velocity changes in the sea to an accuracy of ± 3 ft/s over the range of ± 120 ft/s from a mean level of 4860 ft/s. The ultimate sensitivity of the instrument is 0.5 ft/s.

The instrument must be used from a stationary ship, since water flow relative to the instrument can cause measurement errors, even with the reflector type.

Acknowledgements

It is a pleasure to acknowledge the co-operation of Messrs. D. R. WILLIS and A. G. WRAY (Marconi Instruments Ltd.) and Messrs. R. G. HAWKINS and D. R. BATE (Redcliffe Radio Ltd.) in the constructional aspects of the problem. Messrs. H. CHARNOCK and R. A. COX (National Institute of Oceanography) gave valuable help in the design of the temperature measuring instruments. We have appreciated the advice of Dr. J. MOLE in the later phases of the work.

A number of our colleagues in the R.N.S.S. have worked on the problem of direct velocity measurements in the sea. We wish to acknowledge the help of earlier work by Mr. A. C. LAW, Dr. W. W. JACKSON, Dr. A. B. WOOD and Dr. P. VIGOUREUX.

This paper is published by permission of the British Admiralty.

(Received 30th January, 1957.)

References

- [1] MATTHEWS, D. J., Tables of the velocity of sound in pure water and sea water. H. M. Stationery Office, London, H. D. 282 (1939).
- [2] DEL GROSSO, V. A., The velocity of sound in sea water at zero depth. U. S. Naval Res. Lab. Report 4002 (June, 1952).
- [3] WOOD, A. B., A textbook of sound. London, Bell and Son, London 1949, p. 262, and Proc. Roy. Soc. A 103 [1923], 284.
- [4] BROWN, R. K., Measurement of the velocity of sound in the ocean. J. acoust. Soc. Amer. 26 [1954], 64.
- [5] PIERCE, G. W., Proc. Amer. Acad. Sci. 60 [1925], 271.

THE SIGNAL/NOISE PERFORMANCE OF ELECTRO-ACOUSTIC STRIP ARRAYS

by D. G. TUCKER

Electrical Engineering Department, University of Birmingham

Summary

The directional patterns (or directivity curves) and the signal/noise performance of fourteen different arrangements of a strip array are discussed and tabulated. The fourteen arrangements include five used for the determination of the direction of a received signal by a null method. The noise concerned includes the thermal-agitation noise of the array, the noise generated in the receiving amplifiers, and to a large extent also noise arising in the medium of transmission.

The Noise Factor used in these calculations is shown to be closely related to the Directivity Index (or Power Gain) in ordinary tapered arrays. The paper is written in terms of electro-acoustic arrays, but applies equally, in principle, to electro-magnetic arrays.

Sommaire

On étudie et présente sous forme de tableaux les diagrammes de directivité et la caractéristique signal/bruit de 14 dispositions différentes de baies électro-acoustiques en lignes. Parmi ces 14 dispositions, il y en a 5 qui sont utilisées pour la détermination par une méthode de zéro de la direction d'un signal reçu. Le bruit en cause est dû au bruit d'agitation thermique de la baie, au bruit produit dans les amplificateurs de réception, et aussi, dans une large mesure, au bruit prenant naissance dans le milieu de transmission.

On montre que le facteur de bruit utilisé dans ces calculs est en relation étroite avec l'indice de directivité (ou gain de puissance) des baies effilées ordinaires. L'article traite des baies électro-acoustiques, mais reste également valable, en principe, pour les baies électro-magnétiques.

Zusammenfassung

Die Richtcharakteristik und das Signal-Rausch-Verhältnis von vierzehn verschiedenen linearen Anordnungen werden tabelliert und besprochen. Fünf von diesen Anordnungen wurden zur Bestimmung der Richtung eines Signals mittels einer Nullmethode benutzt. Das Rauschen, das hier behandelt wird, schließt ein das Wärmerauschen des Systems, das Rauschen der Empfangsverstärker und zu einem großen Teil auch das Rauschen im Übertragungsmedium.

Der Rauschfaktor, wie er in der Rechnung benutzt wurde, hängt eng zusammen mit dem Richtfaktor von gewöhnlichen Anordnungen mit verteilter Empfindlichkeit. — Die Aussagen gelten für elektromagnetische Anordnungen ebenso wie für akustische.

1. Introduction

In considering the signal/noise performance of electro-acoustic arrays, one turns naturally to the Directivity Index (corresponding to the Power Gain in electro-magnetic aerials) which measures primarily the directional effects on transmission, but is easily shown to represent the discrimination on reception of a signal from a small source on the axis of the beam against a uniformly-distributed noise background. It is shown in the paper that the Directivity Index does, in fact, measure the overall signal/noise performance (including noise in the array itself and in the receiving amplifiers) of receiving arrays which are several wavelengths long and where the various units (or sections) of the array have their outputs added linearly and in such a way that a beam is formed, usually with its axis

perpendicular to the line of the array. Sometimes, however, the array is used to give a sharp null, instead of a peak, when the signal source is in the direction perpendicular to the line of the array (e. g. the "split-beam" system), since greater accuracy of bearing determination is then possible. In this case, clearly Directivity Index has no application, and some other way of determining signal/noise performance is required. Also, when two halves of the array have their outputs multiplied together instead of added, then the system is no longer linear, and signal and noise components interact. Clearly, the Directivity Index cannot strictly apply to this type of system. There is thus a need for an alternative and more general approach to the determination of signal/noise performance, and it is the object of this paper to use and discuss a method which starts, not with directivity, but with the signal and noise as

they appear on the individual sections of the array. This method is applicable to all the kinds of system mentioned above, and in addition has the not inconsiderable merit of involving simpler computations. For further simplicity the treatment is confined to strip arrays. Super-directive arrays are not considered here, but are the subject of a separate paper still awaiting publication.

Strip arrays (often called "line" arrays) are transducers which are long in one axis but of negligible size in the perpendicular plane. They have important practical applications in underwater echanging and listening systems, but have also the advantages from the theoretical point of view that their performance is relatively simple to calculate and that they enable important principles to be easily demonstrated.

A previous paper [1] discussed some basic design methods relating to the synthesis of a desired directional pattern¹. It was shown that the various patterns could generally be obtained by making the excitation or sensitivity (according to whether transmission or reception is being considered) different at different parts of the length of the array — this process is usually called "tapering". But it was also shown that the notional introduction of delay lines, providing a multiplicity of deflected $(\sin x)/x$ patterns which could be superposed with suitable amplitudes, can greatly simplify (and clarify) the design process. A companion paper [2] to the present one shows that in receiving arrays the noise outputs of the two ends of each delay line are uncorrelated with one another and with the outputs of other delay lines, provided the noise outputs of the individual sections of the array are uncorrelated one with another. Thus the overall noise output from arrays with various distributions of sensitivity, and their signal/noise performance, can be easily calculated relative to a plain strip array with uniform sensitivity along its length, and typical results are obtained and discussed in the present paper.

Another earlier paper [3] discussed the signal/noise performance of detection systems in which the outputs from two receiving devices are multiplied together. The results obtained are in the present paper applied to arrays in which the outputs from two halves of the array are multiplied together. The performance of such arrangements is compared with that of the "tapered" arrays.

The strip-array arrangements discussed in this paper include some used, not to provide a beam, but for purposes of determining the bearing of a

received signal by a null method. In addition, the performance obtained from interferometer arrangements which use just the two outermost sections of the strip array is compared with that obtained from the whole array.

The noise which is referred to in this work is any noise which is uncorrelated as between the outputs of the various sections of the array. Thus all the results given apply to thermal-agitation noise arising in the loss resistance of the sections, and to a large extent (depending on the length of the array) also to noise arising in the medium of transmission if this noise is well distributed in space. It is also shown that with proper design, the noise arising in the receiving amplifiers can be included in the results. It is assumed in the analysis, but is not inherent in the definitions, that the noise bandwidth is small compared with the centre frequency. The signal is assumed to come from the direction normal to the length of the array. Although the paper is written in terms of electro-acoustic arrays, yet all the working and results apply, in principle, equally to electromagnetic systems such as radio aerials used at centimetric wavelengths.

2. The tables of results

The various arrangements considered are listed in Tables I and II. In defining taper, the function given represents the relative sensitivity² of the r^{th} section of the transducer array, the sections being numbered 0 at the centre, 1, 2, ..., r , ..., m on one side of the centre, and -1 , -2 , ..., $-r$, ..., $-m$ on the other side. The array has n equal sections, so that $n = 2m + 1$, and the formulae given assume n is large. The directional patterns are in terms of the variable $x = (\pi l/\lambda) \sin \theta$, where l is the length of array, λ the wavelength of the acoustic signal (assumed narrow-band) and θ the angle which the direction of the received signal makes with the normal to the length of the array. The quantity tabulated is the relative voltage received from the array due to a field of standard intensity incident from the direction defined by x .

Table I gives those arrangements which produce a beam, i. e. a directional pattern with its main lobe on an axis normal to the length of the array (i. e. at $x=0$). Table II gives those arrangements which are suitable for the determination of the direction (or bearing) of a received signal by having a steep change from positive to negative response through $x=0$. Apart from the "sine taper" arrangement, which is probably sufficiently self-explanatory, the

¹ Throughout this work only the far-field directional effects are considered, i. e. it is assumed that an incident wave is plane.

² Reception, and not transmission, will be assumed throughout this paper since the noise problem is not relevant to transmission.

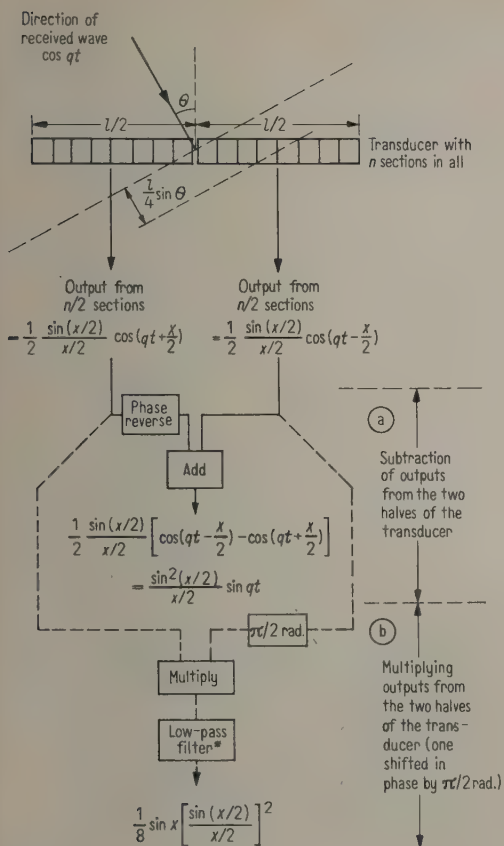


Fig. 1. Principles of "split-beam" systems of bearing determination. * The low-pass filter rejects frequencies in the band around $2q$.

arrangements listed in Table II all involve either subtraction or multiplication of the outputs from two sub-arrays, and Figs. 1 and 2 set out the principles of these arrangements. The "multiplying outputs" arrangement and the two interferometer systems which are included in Table I consist of the arrangements shown in Figs. 1 and 2 modified only by the omission of phase reversing or phase-quadrature networks.

The directional patterns of the various arrangements — except for the interferometers, whose patterns do not warrant illustration — are shown graphically in Figs. 3 and 4 of this paper and in other easily-accessible recent papers indicated in the Tables.

For the case listed in Table I, noise factor is defined as

$$\text{Noise Factor (ratio)} = \frac{S_0 N}{S \bar{N}_0}, \quad (1)$$

where S_0 = peak response of plain array (i. e. unity), S = peak response of arrangement being considered,

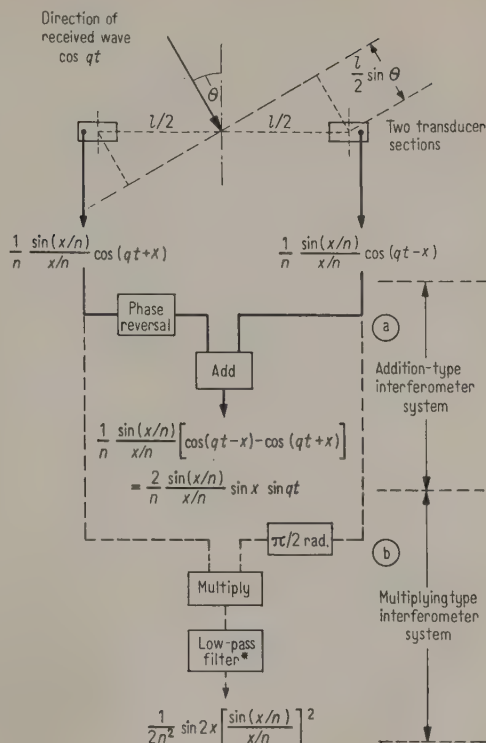


Fig. 2. Principles of addition and multiplying types of interferometer. * The low-pass filter rejects frequencies in the band around $2q$. n is the number of sections which would fill the length l . It is assumed that n is large, so that little error is introduced by taking l as the distance between centres in the diagram.

N_0 = R.M.S. noise output of plain array, N = R.M.S. noise output of arrangement being considered.

The definition is thus analogous to that used for the noise factor of amplifiers, etc.

For the cases listed in Table II it is considered that the important quantity defining the performance as a bearing-determining system is the ratio of the slope of the directional pattern through $x=0$ to the noise level. Clearly, for a given acoustic signal

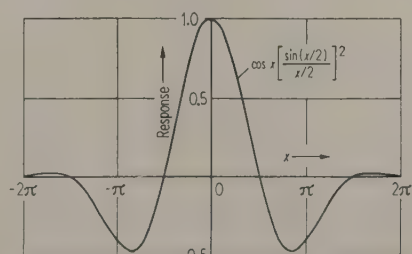


Fig. 3. Directional pattern when outputs of two halves of array are multiplied together.

Table I
Noise factor of array used to provide a beam

Taper or system	Directional pattern	Reference to illustration	Noise factor (ratio)	Noise factor (dB)
No taper, plain transducer	$\frac{\sin x}{x}$	Fig. 6 of Ref. [1]	Take as standard 1	0
Cosine taper $2 \cos \left(\frac{r}{m} \frac{\pi}{2} \right)$	$\frac{\sin \left(x - \frac{\pi}{2} \right)}{x - \frac{\pi}{2}} + \frac{\sin \left(x + \frac{\pi}{2} \right)}{x + \frac{\pi}{2}}$	Fig. 6 of Ref. [1]	1.11	0.92
$1 - \cos \frac{r}{m} \pi$	$\frac{\sin x}{x} - \frac{1}{2} \frac{\sin (x - \pi)}{x - \pi} - \frac{1}{2} \frac{\sin (x + \pi)}{x + \pi}$	Fig. 11 of Ref. [1]	1.22	1.76
$1 + 2 \cos \frac{r}{m} \pi$	$\frac{\sin x}{x} + \frac{\sin (x - \pi)}{x - \pi} + \frac{\sin (x + \pi)}{x + \pi}$	Fig. 13 of Ref. [1]	1.64	4.28
Linear taper, $(n - 2r)/n$	$\frac{1 - \cos x}{x^2/2}$	Fig. 7 of Ref. [1] and Fig. 17 of Ref. [9]	1.15	1.26
Circular taper, $m^2 - r^2$	$\frac{2 J_1(x)}{x}$	Fig. 18 of Ref. [9]	1.04	0.34
Multiplying outputs from the two halves of transducer	$\frac{1}{8} \cos x \left[\frac{\sin (x/2)}{x/2} \right]^2$	Figs 1 and 3 of this paper	$\sqrt{2}$ (assuming signal/noise ratio is large)	3.0
Interferometer (Addition Type)	$\frac{2}{n} \cos x \frac{\sin (x/n)}{x/n}$	Fig. 2 of this paper	$\sqrt{n/2}$	
Interferometer (Multiplying Type)	$\frac{1}{2n^2} \cos x \left[\frac{\sin (x/n)}{x/n} \right]^2$	Fig. 2 of this paper	\sqrt{n} (assuming signal/noise ratio is large)	

Table II
Noise factors of array used for bearing determination

System	Directional pattern	Reference to illustration	Noise factor (ratio)	Noise factor (dB)
"Split-beam" Subtraction of outputs from the two halves of the transducer	$\frac{\sin^2 (x/2)}{x/2}$	Fig. 1 of this paper and Fig. 20. of Ref. [9]	Take as reference 1	0
Sine taper $2 \sin \left(\frac{r}{m} \frac{\pi}{2} \right)$	$\frac{\sin \left(x - \frac{\pi}{2} \right)}{x - \frac{\pi}{2}} - \frac{\sin \left(x + \frac{\pi}{2} \right)}{x + \frac{\pi}{2}}$	Fig. 9 of Ref. [1]	0.87	- 1.2
"Split-beam" Multiplying outputs from the two halves of the transducer, one being shifted in phase by $\pi/2$ rad.	$\frac{1}{8} \sin x \left[\frac{\sin (x/2)}{x/2} \right]^2$	Figs 1 and 4 of this paper	0.71 (assuming signal/noise ratio is large)	- 3.0
Interferometer Addition type, with phase reversal of one output	$\frac{2}{n} \sin x \frac{\sin (x/n)}{x/n}$	Fig. 2 of this paper	$0.35 \sqrt{n}$	
Interferometer Multiplying type, with one output shifted in phase by $\pi/2$ rad.	$\frac{1}{2n^2} \sin 2x \left[\frac{\sin (x/n)}{x/n} \right]^2$	Fig. 2 of this paper	$0.25 \sqrt{n}$ (assuming signal/noise ratio is large)	

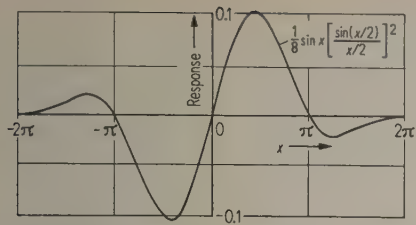


Fig. 4. Directional pattern of "split-beam" system with multiplication of outputs of the two halves of array, one being shifted in phase by $\pi/2$ radians.

strength and noise level, the accuracy of determination of bearing must be proportional to the slope of the pattern through $x=0$. The plain "split beam" system, in which the outputs of the two halves of the array are subtracted, is taken as reference, and noise-factor is therefore defined as above by eq. (1), but with S_0 signifying the slope of the directional pattern of the reference system and S that of the arrangement being considered.

The actual process of calculation of the noise factors is outlined in the Appendix. It should be observed that a *worsening* of signal/noise performance gives a *positive* noise-factor when expressed in decibels; a negative noise-factor represents an improvement.

3. Discussion of results

3.1. General conclusions

From Table I it is seen that no arrangement, however attractive its directional pattern, gives so good a signal/noise performance as the plain array. The cosine taper arrangement gives much smaller secondary lobes in its pattern, but at a cost of about 1 dB on signal/noise performance. The fourth arrangement gives a beam of remarkably constant response ($\pm 3\%$) over the range of x from $-\pi$ to $+\pi$ but at the expense of over 4 dB on signal/noise performance. Multiplying the two halves of the array together (instead of adding them) offers little advantage in this application, as both the directional pattern and signal/noise performance are poor — although the narrow main lobe of the pattern may sometimes be of value. The interferometers, using only $2/n$ of the sections of the array, give a performance inferior to that of the whole array in a ratio appropriate to the proportion of the whole array which they use.

Table II shows that for bearing-determination systems the position is quite different. Here the reference system (the plain split-beam system) is the poorest of the three whole-array arrangements, and multiplying the halves of the array together gives the best results. Even the interferometer systems are

better in relation to the number of sections they use than the plain split-beam system.

It should be pointed out that, except in the multiplying systems, the noise factors apply equally whether the "signals" are of coherent tone, or of random form with a continuous spectrum over the whole or part of the receiver bandwidth. This is because the signal is assumed to come from a distant small source in the direction normal to the face of the array, and it gives, therefore, identical outputs from each section of the array whatever its waveform may be. The noise background is, by contrast, assumed to give uncorrelated outputs from the various sections of the array. For the multiplying systems, however, a signal of coherent tone has been assumed. A comparison of systems as tabulated would break down in the case of multiplying systems with random signals. The reason for this difficulty is that, whereas with a coherent-tone signal it can reasonably be assumed that the "D. C." output from the multiplier represents the signal output and that the random output represents the noise, yet with a random signal, the multiplier output contains a random component derived entirely from the signal and of amplitude proportional to the D. C. output. Thus in the latter case, if D. C. output were taken as signal and random output as noise, the output signal/noise ratio would become independent of the input signal/noise ratio at values of the latter much above unity.

3.2. The effect of rectification

It is clear that in practice the outputs of the systems other than those of multiplying type will generally have to be rectified before being used for display or measurement, and the rectification process introduces the difficulty mentioned above into *all* cases where random signals are involved. Thus a full comparison of signal/noise performance involves firstly a study of the effect of rectification, and secondly a consideration of what criterion of signal/noise performance should be adopted for each kind of application of the system. This extension of the work is outside the scope of the present paper, but has been dealt with to some extent elsewhere [3], [4]. Fortunately, the effect of post-detector filtration, or "integration", affects all cases equally (at least to a first approximation) and need not, therefore, be taken into account in the comparison.

In comparing the signal/noise performance of multiplying systems with that of the other systems in Tables I and II, then, it must be assumed that the signal is of coherent tone. The effect of rectification can now be taken into account relatively simply. The multiplying systems give a "D. C." out-

put from the signal without any rectification, but all the other systems have to be followed by a rectifier if a D.C. output is required. This means that to make the comparison fair, allowance should be made for the effect of rectification on signal/noise ratio [3], [4]. For *bearing determination*, it can safely be assumed that, while the signal/noise ratio on the individual units of the array would normally have to be fairly high, the limits of accuracy of bearing determination are set by the detection of signals at the output of the system around the same level as the noise (unless there is subsequent smoothing). For an output signal/noise ratio of unity from an ordinary "linear" rectifier (the ratio being defined as the change in D.C. level due to the signal relative to the R.M.S. noise level when the signal is present), Fig. 5 shows that the input signal/noise

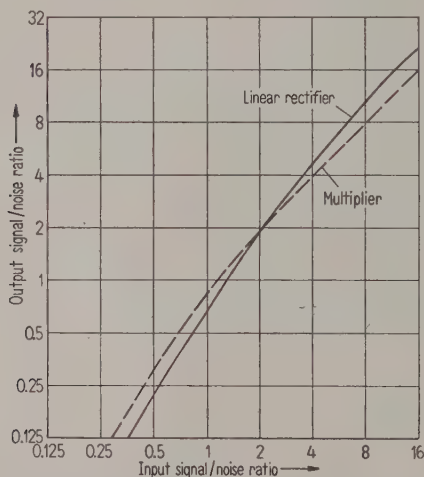


Fig. 5. The relationship between input and output signal/noise ratios in a linear rectifier and a multiplier. (Output signal/noise ratio is defined as the ratio of the change in D.C. level when the coherent tone signal is applied, to the R.M.S. noise voltage when the signal is present.)

ratio has to be about 1.25, or about 2 dB. This means that for bearing determination, the multiplying systems have an even larger advantage than Table II indicates. For *systems forming a beam*, it is more difficult to define the effect, since a wide range of input signal/noise ratios would be encountered in practice. At high signal/noise ratios, the output signal/noise ratio from a rectifier is greater than the input ratio (see Fig. 5) and this increases the inferiority of the multiplying systems. If marginal detection is involved, so that the input signal/noise ratios to the systems (i. e. on the actual transducers) are around unity, then the rectifier worsens the signal/noise ratio by about 2 dB as discussed above; but at low signal/noise ratios the

multiplying systems also give a loss between input and output signal/noise ratio, as shown in the Appendix and illustrated in Fig. 5, amounting to about 1 dB for unity output signal/noise ratio. Thus, on balance, under marginal conditions in beam-forming systems, the multiplying arrangements are still inferior to the others, but by about 1 dB less than at high signal/noise ratios.

4. Types of noise to which the calculations apply

The basic assumption made in these calculations is that the noise outputs of the various sections of the array are all uncorrelated. It is important to see how far the results may be applied to the various types of noise which may be of significance. These types of noise are:

- Thermal agitation noise arising in the loss resistance of each section of the transducer.
- Noise arising in the medium itself due to thermal agitation, and direct acoustic noise, such as "sea-state noise" in the sea due to waves, shingle rolling, etc.
- Thermal agitation noise, shot noise, flicker noise, etc., arising in the input circuits of an amplifier following the combined outputs of the transducers.

4.1. Noise type (a)

It is clear that (a) is entirely covered in all practical circumstances by the assumption that the noise outputs of the various sections of the array are all uncorrelated, and, therefore, the calculations apply to this type of noise. Moreover, if identical pre-amplifiers are used in the individual circuits of the sections of the array, then, providing the amplitude tapering is done after the pre-amplifiers, the calculations apply also to noise arising in them.

4.2. Noise type (b)

Noise arising in the medium of transmission, e. g. the sea, can clearly be included within the calculations only if it has such special distribution in space that the assumption of no correlation between sections can be justified. For the thermal-agitation noise of the medium, and for other noise which is uniformly distributed in space, it can be shown [8] that the outputs of the sections are mutually uncorrelated if the distance between centres of the sections is large compared with the wavelength; and even at one-wavelength spacing the correlation is very small.

We may thus conclude that the Noise Factors apply very closely when the noise arises in the medium provided that it is uniformly distributed, and that the array is many wavelengths long. Al-

though the former condition is unlikely to be met exactly in practice, yet it is likely that even noise such as sea-state noise can often be considered to approximate to this condition.

In the case of the multiplying arrangements of the array (Fig. 1), it is clear that in applying the above reasoning we consider the array as having only two significant sections.

4.3. Noise type (c)

It is not immediately obvious that the presence of noise type (c) need not invalidate the calculations. However, if the spacing of the sections of the array is greater than a wavelength, and if the matching of the array to the amplifier is done correctly, the noise of the amplifier itself bears a fixed relationship to the noise from the total effective resistance of the array, so that the *relative* signal/noise performance of different arrangements of array is unaffected by the amplifier.

It is well known and easily shown that if in an ordinary amplifier input circuit we have

- R_R resistance component of amplifier input impedance,
- R_N equivalent noise resistance (at grid) of valve noise (shot, flicker, etc.),
- R_S resistance of circuit supplying signal to the amplifier via a transformer of turns ratio 1 : T ,

and it is assumed that all resistances are at the same temperature, then for the best overall signal/noise ratio we must have

$$T^2 R_S = R_R \sqrt{R_N / (R_R + R_N)} . \tag{2}$$

In other words, the signal circuit must be matched to a resistance value $R_R \sqrt{R_N / (R_R + R_N)}$, which is independent of the signal or noise levels arising before the amplifier. Thus in the case of the multi-section array, the various sections could be combined into the amplifier input circuit by means of transformers, one to each section, whose outputs are joined in series, and whose ratios, say T_r on the r^{th} section, give the required taper-function. Then the matching condition is

$$R_S \sum_{r=-m}^{r=+m} T_r^2 = R_R \sqrt{R_N} (R_R + R_N) , \tag{3}$$

where R_S is now the resistance of one section. Clearly, for any particular taper, the T_r values are so determined by this equation that the total array noise-voltage at the amplifier input is independent of the taper-function, and bears a fixed relation to the amplifier noise-voltage. In these circumstances, the relative signal/noise performance of different taper-functions is obviously unaffected by the amplifier noise.

5. Relationship of noise factor to directivity index or directional gain

Although the method of calculation of signal/noise performance used in this paper is very simple and is based, as far as the additive and subtractive arrays are concerned, on the method of synthesis of directional patterns using notional delay-lines, yet it is worth while to outline and examine the more usual formal processes. These use the basic relationship between the directional pattern and the variation of sensitivity along the length of the array.

Let $D(x)$ be the directional pattern.

Let $T(r)$ be the taper. Outside the limits $+l/2$ to $-l/2$ this function is obviously zero.

It should be noted that both D and T are most conveniently expressed in terms of voltage at the appropriate terminals of the array or its sections; alternatively they could both be expressed in terms of acoustic pressure at the face of the array. It is not permissible to express one in electrical and the other in acoustical terms as the conversion from one form of energy to the other is never, in practice, achieved without large losses.

Then
$$D(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} e^{j2\pi r x} T(r) dr \tag{4}$$

and
$$T(r) = \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-j2\pi r x} D(x) dx \tag{5}$$

that is to say, the directional pattern at any particular frequency and the tapering function are a pair of Fourier transforms [5], [6]. These are usually rather difficult to evaluate. It is important to observe that it is the directional pattern as a function of x , and not of the physical angle θ , which is related in this way to the taper.

Now, in considering the thermal-agitation noise of the array, we have implicitly assumed that the tapering function — if not obtained by the use of real delay lines — is obtained by having either

- (a) identical sections in the array, coupled together by ideal transformers of various ratios (or by pre-amplifiers of various gains if the amplifier noise can be assumed to have a constant effective level at the input, irrespective of gain) but not by resistive attenuators, or
- (b) a physically tapered transducer, i.e. one of width varying along its length to give the required tapering law.

It is clear, therefore, that if the noise in each section is uncorrelated with that in other sections, then the total thermal-agitation noise from the effective resistance of the array (including noise of pre-amplifiers as mentioned under (a) above) has a

power proportional to
$$\sum_{r=-m}^{r=+m} T_r^2 \tag{6}$$

which, if $(2m+1)$ is large, can be written in integral form as

$$\int_{-\infty}^{+\infty} [T(r)]^2 dr, \quad (7)$$

where the limits of integration are for convenience written as $\pm\infty$ and not $\pm l/2$; this has no effect as $T(r)$ is zero outside $\pm l/2$.

The peak signal amplitude (i. e. the signal output when the received signal is in phase on all sections of the array) is clearly proportional to

$$\sum_{r=-m}^{r=+m} T_r \quad \text{or} \quad \int_{-\infty}^{+\infty} T(r) dr. \quad (8)$$

The *Noise Factor* as defined in this paper is then

$$\begin{aligned} \text{Noise Factor (ratio)} &= \sqrt{n} \frac{\sum_{r=-m}^{r=+m} T_r^2}{\sum_{r=-m}^{r=+m} T_r} \\ \text{or } \sqrt{l} &\frac{\int_{-\infty}^{+\infty} [T(r)]^2 dr}{\int_{-\infty}^{+\infty} T(r) dr} \end{aligned} \quad (9)$$

where $n=2m+1$. This formula gives a means of calculating the Noise Factor when the simplification due to synthesis of the pattern in terms of delay lines cannot be applied. This definition does *not* imply that the noise should have a narrow bandwidth. It is clear that the best (i. e. lowest) value of Noise Factor is obtained when all T_r are the same, or $T(r)$ is constant over the length of the array. This is in agreement with the results tabulated in Table I, and with results obtained for super-directive arrays in another paper still awaiting publication.

Now, to relate this Noise Factor to directional pattern, we apply the Fourier integral energy theorem [5] to equations (4) and (5), and obtain

$$\int_{-\infty}^{+\infty} [D(x)]^2 dx = \int_{-\infty}^{+\infty} [T(r)]^2 dr. \quad (10)$$

Since x is a function of wavelength (λ) it is clear that this equation strictly applies only when the signal is a sinusoid; it applies approximately to a narrow bandwidth signal or noise. From equation (4), the peak response of the directional pattern is

$$D(0) = \int_{-\infty}^{+\infty} T(r) dr \quad (11)$$

so that equation (9) may be written

$$\text{Noise Factor} = \sqrt{l} \frac{\int_{-\infty}^{+\infty} [D(x)]^2 dx}{D(0)} \quad (12)$$

but a narrow bandwidth is now implied.

The *Directivity Factor*, or Power Gain Ratio as it is usually called in dealing with electromagnetic aerials, is primarily concerned with the use of the array as a transmitter and is defined as the ratio of the maximum transmitted intensity to the intensity which would result from the same transmitted power distributed uniformly in all directions. In terms of a strip array³,

$$\text{Directivity Factor} = \frac{[D(0)]^2}{\frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{+\pi} [D(\theta)]^2 d\theta}, \quad (13)$$

where $D(\theta)$ is the directional pattern expressed as a function of θ and not of x . It is clear that this factor is a measure of signal/noise performance on reception if the noise arises entirely in the medium and is uniformly distributed with respect to θ . It is, however, implied that the noise must be of very narrow bandwidth, as the directional pattern is different, with respect to the θ -scale, at different frequencies.

The relationship between Noise Factor for array and receiver noise and Directivity Factor for acoustic noise from the medium is now apparent. Provided the bandwidth is narrow, and that the array is long enough to give a directivity sufficiently high that over all angles of effective response we may assume $\sin \theta \approx \theta$, then if K is a purely numerical factor involving the length of the array,

$$\text{Directivity Factor} = K/(\text{Noise Factor})^2. \quad (14)$$

Thus either factor may be used to compare the signal/noise performance of different array arrangements without regard to whether the noise is acoustic, or thermal-agitation, etc. This is consistent with the conclusion of Section 4.2 that Noise Factor can be taken to allow for acoustic noise if the array is long. If we may not assume that $\sin \theta \approx \theta$ then the Noise Factor and the Directivity Factor must be regarded as two quite distinct performance parameters⁴.

³ The well-known Directivity Index is merely $10 \log_{10}$ (Directivity Factor).

⁴ It is possible to determine [7] a function $T(r)$ which gives a very narrow directional pattern in the region of real angles, defined by $-1 < \sin \theta < 1$, but which gives large amplitudes in the region of imaginary angles, defined by $|\sin \theta| > 1$. Although $\sin \theta$ may be closely equal to θ over the effective response in real angles, yet this case also must be excluded from eq. (14). Such arrays are, however, generally impracticable to construct at present, so that their exclusion from consideration is not a serious matter. Substantial "beams" in the region of imaginary angles cannot be unwittingly introduced in the design process if the method of Ref. [1] is used.

It will, no doubt, be appreciated that the Noise Factor is very much more easily calculated than the Directivity Factor, since the integration in equation (13) will usually prove difficult.

In the case of the multiplying-type systems included in the Tables I and II, while a value of Directivity Factor could be calculated from the directional patterns given, this would not be a reliable measure of signal/noise performance because it implicitly assumes that the signal and noise have no effect on one another. This assumption is clearly not justified for multiplying-type systems, where the signal and noise interact. But this objection should be considered in relation to the discussion of Section 3.2, which shows that the rectifying process which is needed with additive and subtractive array arrangements introduces similar complications.

The Directivity Factor does not, of course, give the required signal/noise performance for bearing-determining systems.

6. Conclusions

The paper has shown that

(i) the Noise Factor of various array arrangements is, as a rule, easily calculated, and the assumption of a narrow frequency-bandwidth is not inherent in its definition.

(ii) for systems forming a beam, a plain untapered array gives the best noise factor.

(iii) for systems used for bearing determination, where the slope of the directional response through zero is used as the measure of "signal", the best noise factor is given by the "split-beam"-system in which the signals from the two halves of the array are multiplied together.

(iv) interferometer arrangements, in which only the two end sections of the array are used, give a signal/noise performance inferior to that of the whole array, more or less in proportion to the number of sections.

(v) the noise concerned in the calculations may be the thermal-agitation noise of the dissipation resistance of the array, and, for arrays which are many wavelengths long, the acoustic noise arising in the medium if it is well distributed in space, and the noise generated in the receiving amplifiers.

(vi) the Directivity Factor (or Index) — or the Power Gain in the terminology of electromagnetic aerials — is closely related to the Noise Factor as defined in the paper. When narrow bandwidths and narrow beams are concerned, and for a constant length of array, the Directivity Factor is proportional to the reciprocal of the square of the Noise Factor. This relation does not hold exactly

for systems where multiplication of signals is involved, and, of course, does not apply to the bearing-determination systems.

Acknowledgement

The author is grateful to Mr. J. T. ALLANSON for critical reading and discussion of this work.

(Received March 21st, 1957.)

References

- [1] TUCKER, D. G., Some aspects of the design of strip arrays. *Acustica* **6** [1956], 403.
- [2] TUCKER, D. G., The randomization of combinations of noise sources by means of delay lines. *Acustica* **7** [1957], 399.
- [3] TUCKER, D. G., Signal/noise performance of multiplier (or correlation) and addition (or integrating) types of detector. *Inst. Elect. Engrs. Monograph* 120 R (1955).
- [4] TUCKER, D. G. and GRIFFITHS, J. W. R., Detection of pulse signals in noise. *Wirel. Engr.* **30** [1953], 264.
- [5] RAMSEY, J. F., Fourier transforms in aerial theory. *Marconi Rev.* **9** [1946], 139 and **10** [1947], 17, 41, 81 and 157.
- [6] CULLEN, A. L. and GOWARD, F. K., The design of a wave-guide-fed array of slots to give a specified radiation pattern. *Proc. Inst. Elect. Engrs. (III A)* **93** [1946], 683.
- [7] WOODWARD, P. M. and LAWSON, J. D., The theoretical precision with which an arbitrary radiation-pattern may be obtained from a source of finite size. *Proc. Inst. Elect. Engrs. (III)* **95** [1948], 361.
- [8] TUCKER, D. G., The signal/noise performance of electro-acoustic strip arrays. *Univ. of Birmingham, Elect. Engrg. Dept., Sci. Memorandum No. 2* (1956).
- [9] TUCKER, D. G., Underwater echo-ranging. *J. Brit. Inst. Radio Engrs.* **16** [1956], 243.

Appendix

a) Calculations for Table I

$$(i) \text{ Taper} = 2 \cos \left(\frac{r}{m} \frac{\pi}{2} \right)$$

It is shown in [1] that this directional pattern results from the addition of the outputs of the two ends of a delay line with a total phase-shift of π rad. The noise outputs from the two ends of the delay line are shown in [2] to be uncorrelated. Therefore the noise level of the whole system is $\sqrt{2}$ times that of the plain transducer.

$$\text{Therefore noise factor} = \pi/4 \cdot \sqrt{2} = 1.11.$$

$$(ii) \text{ Taper} = 1 - \cos(r/m) \pi.$$

This system results from the subtraction of two delay line outputs at half-amplitude from the output of the plain transducer.

The noise level is therefore

$$N_0 \sqrt{1^2 + 2\left(\frac{1}{2}\right)^2} = \sqrt{1.5} N_0.$$

The peak response is S_0 .

Therefore noise factor $= \sqrt{1.5} = 1.22$.

- (iii) Taper $= 1 + 2 \cos(r/m) \pi$.

This system results from the addition of two delay line outputs at full amplitude to the output of the plain transducer.

Therefore $N = \sqrt{3} N_0$. The peak response is $S = 1.06 S_0$.

Therefore noise factor $= \sqrt{3}/1.06 = 1.64$.

- (iv) For the linear and circular taper, the noise factor is calculated directly from eq. (17).

- (v) Multiplying outputs from the two halves of transducer.

It is shown in [3], (section 6.1), that the output R. M. S. signal/noise ratio of a multiplying system is

$$R_1 / \sqrt{1 + (1/2 R_1^2)},$$

where R_1 is the R. M. S. signal/noise ratio on each input.

Thus
$$R_1 = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{S_0}{N_0}$$

and
$$\frac{S}{N} = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{S_0}{N_0} \sqrt{1 + N_0^2/S_0^2}.$$

Therefore noise factor $= \sqrt{2} \sqrt{1 + N_0^2/S_0^2}$.

- (vi) Interferometer (Addition Type).

This uses only 2 out of n sections of the array.

So $N = N_0/\sqrt{n/2}$; $S = (2/n) S_0$.

Therefore noise factor $= \sqrt{n/2}$.

- (vii) Interferometer (Multiplying Type).

This is as (v) above, except that $R_1 = \frac{1}{\sqrt{n}} \frac{S_0}{N_0}$

$$\text{Therefore noise factor} = \sqrt{n} \sqrt{1 + \frac{n N_0^2}{2 S_0^2}}.$$

b) Calculations for Table II

Here the criterion of signal is taken as the slope of the directional pattern through $x = 0$.

- (i) Split-Beam system (subtraction).

$$S_0 = \frac{d}{dx} \left[\frac{\sin^2(x/2)}{x/2} \right]_{x=0} = \frac{1}{2}.$$

N_0 is the noise level of the whole array.

- (ii) Sine Taper, $2 \sin\left(\frac{r}{m} \frac{\pi}{2}\right)$

$$S = -\frac{8}{\pi^2} = -\frac{16}{\pi^2} S_0.$$

This system results from the subtraction of the two outputs of a delay line with a total phase-shift of π rad. Therefore $N = \sqrt{2} N_0$.

$$\text{Therefore noise factor} = \frac{16}{\pi^2 \sqrt{2}} = 1.15.$$

- (iii) Split-Beam system (multiplying)

$$S = \frac{1}{8} = \frac{1}{4} S_0.$$

Referring now to case (a), (v) above, and noting that in that case the actual peak output signal was one-eighth of the peak signal from the plain transducer, it is clear that in the present case,

$$\text{the noise factor} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + N_0^2/4 S_0^2}.$$

- (iv) Interferometer (Addition Type)

$$S = \frac{2}{n} = \frac{4}{n} S_0. \quad N = N_0/\sqrt{n/2}.$$

$$\text{Therefore noise factor} = \frac{\sqrt{2}}{4} \sqrt{n}.$$

- (v) Interferometer (Multiplying Type)

$$S = \frac{1}{n^2} = \frac{2}{n^2} S_0.$$

Referring now to case (a) (vi) above, and noting that in that case the actual peak output signal was $1/2 n^2$ times the peak signal from the plain transducer, it is clear that in the present case, the noise factor is

$$\frac{\sqrt{n}}{4} \sqrt{1 + n N_0^2/32 S_0^2}.$$

List of symbols

θ	angle made by any direction relative to the normal to the length of the strip array.
l	length of array.
$n = 2m + 1$	number of sections in the array.
$x = (l/\lambda) \sin \theta$	
λ	wavelength.
r	an integer representing the r^{th} section of the array, counting from the centre.
T_r	relative sensitivity on the r^{th} section.
	N. B. Where $n \rightarrow \infty$, r is used as a distance along the array, measuring from the centre, and $T(r)$ is called the tapering function.
$D(x)$	directional pattern as a function of x .
$D(\theta)$	directional pattern as a function of θ .
S_0	peak response of plain array (i. e. unity).
S	peak response of arrangement under consideration.
N_0	R. M. S. noise output of plain array.
N	R. M. S. noise output of arrangement under consideration.

EINE PHOTOGRAPHISCHE METHODE ZUR MESSUNG STATIONÄRER SCHALLDRUCKFELDER

Im Band 7 (1957), S. 191 der *Acustica* wurde eine photographische Methode zur Messung stationärer Schalldruckfelder beschrieben.

Ein ähnliches Gerät für die Aufnahme von komplizierten Schallfeldern wurde von uns im Jahre 1955 im Institut für Technische Grundprobleme der Polnischen Akademie der Wissenschaften gebaut.

Ein Mikrophon mit einer daran befestigten Glimmlampe wird im Schallfeld bewegt. Die dem Schalldruck am Ort des Mikrophons proportionale Mikrophonklemmenspannung wird nach Spannung und Leistung verstärkt und steuert während der Austastung die Helligkeit der Glimmlampe. Die Bewegung und die Helligkeitsänderungen der Glimmlampe werden photographiert.

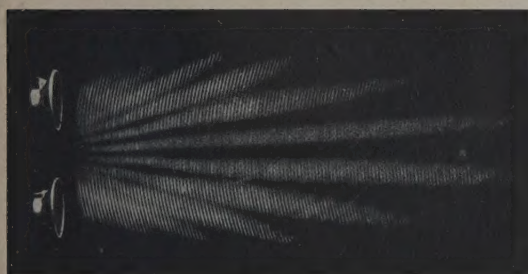


Bild 1

Der Unterschied zwischen beiden Methoden liegt in der Mikrophonbewegung. In HÜBENERS Verfahren wird das Mikrophon auf einer Spiralbahn bewegt. Bei unserem Verfahren macht das Mikrophon zwei Bewe-

gungen — eine horizontale und eine vertikale. Das Mikrophon befindet sich an einem Arm, der an einer senkrechten Stange drehbar befestigt ist. Das Gelenk gestattet nur eine vertikale Bewegung, die Austastungs-linien sind die auf den Abbildungen sichtbaren Kreisbögen. Die Horizontalbewegung erfolgt, indem die senkrechte Stange auf einem kleinen Wagen verschoben wird.

Ein ähnliches Gerät wurde auch im Jahre 1950 in den Bell Telephone Laboratories gebaut.

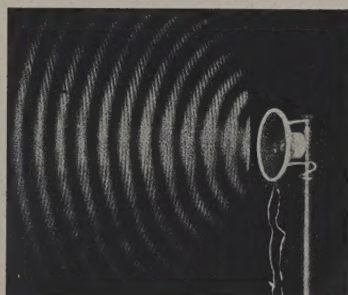


Bild 2

Die Bilder zeigen Aufnahmen, die mit unserem Gerät gemacht worden sind. In Bild 1 sieht man das Interferenzfeld vor zwei Lautsprechern. Bild 2 zeigt das Schallfeld mit Phasenbeziehungen vor einem kleinen Lautsprecher.

(Eingegangen am 4. Oktober 1957.)

HANNA JABŁOŃSKA
Politechnika Warszawska
Zakład Elektroakustyki

A VARIABLE FREQUENCY INTERFEROMETER FOR MEASUREMENT OF ULTRASONIC VELOCITIES IN LIQUIDS

The present note describes a simple variable frequency interferometer method of measuring ultrasonic velocities in liquids employing complete electronic detection. The principle of this method is essentially the same as that of an earlier method [1] developed in this laboratory for transparent liquids.

Fig. 1 shows the ultrasonic cell C which is a $2\frac{1}{2}$ " hollow brass cube with two brass crystal holders H attached to the cell on the two opposite faces. Two identical circular quartz X-cut plates of fundamental frequency 1.1 Mc/s which are silvered on both sides serve as transmitting the receiving crystals. These crystals are kept pressed against the holes on the sides of the ultrasonic cell from outside by springs rigidly mounted on insulators I in the crystal holders. The crystals and the surface of the ultrasonic cell are ground so perfectly that there is no leakage of the liquid in the cell through the edges of the crystal. The transmitting crystal on one side is connected through a coaxial cable

to a variable frequency shielded oscillator and a slow motion gear is provided on the variable condenser to enable the setting of the oscillator frequency precisely for the resonance positions. The receiving crystal is connected through a coaxial cable to a sensitive vacuum tube voltmeter which reads full scale for 1 mV input on the most sensitive range. The cell is filled with the liquid under investigation and is closed by a tight

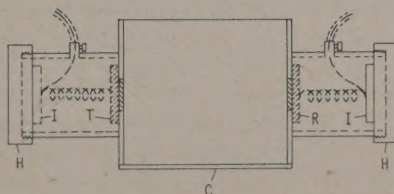


Fig. 1. A sketch of ultrasonic cell and crystal holder.

fitting cover. When the unit is switched on and the frequency of the oscillator is slowly varied, sharp maxima are observed in the deflection of the voltmeter when the column of the liquid between the crystals is thrown into resonance. The frequency of the oscillator is measured accurately by a Marconi Heterodyne wave-meter TF 783 for each oscillator setting for resonance at intervals of ten maxima and the fundamental frequency Δf of the liquid column thus obtained is used for calculating ultrasonic velocity V in the liquid after estimating accurately the length of the liquid column between the two crystals. The length of the liquid column is determined by taking measurements with

distilled water for which the velocity at room temperature is known accurately by other methods.

Velocity measurements made by this method with a view to test its accuracy and reliability are presented in Table I along with comparison values obtained by other methods.

The agreement between the values obtained by this method and other methods is good. To avoid pulling effect due to the strong resonance frequency of the fundamental of the quartz crystal, all measurements were made in a region away from resonance of the crystal. The method has the main advantage that it is simple, rapid, accurate and applicable for all types of liquids.

(Received 5th May, 1957.)

B. RAMACHANDRA RAO
K. SUBBARAO
Ultrasonic Research Laboratories
Andhra University
Visakhapatnam 3, India

Table I
Temperature 30° C, length of liquid column 6.319 cm

Liquid	Δf in kc/s	V in m/s		References
		Author's values	Comparison values	
1. Benzene	10.06	1272	1295	[2]
2. Toluence	10.09	1275	1300	[2]
3. Carbon Tetra-chloride	7.20	910	930	[2]
4. Carbon disulphide	8.74	1105	1149	[4]
5. Chloroform	7.64	966	995	[2]
6. Methyl acetate	8.95	1131	1211	[3]
7. Ethyl acetate	8.96	1133	1145	[2]
8. Butylacetate	9.27	1172	1179	[5]
9. Ethylene glycol	12.71	1606	1658	[3]
10. Diethylene glycol	12.13	1533	1586	[3]

References

- [1] RAMACHANDRA RAO, B. and SUBBARAO, K., Nature **171** [1953], 1077; Proc. Ind. Acad. Sci. **39** [1954], 132.
- [2] WILLARD, G. W., J. acoust. Soc. Amer. **12** [1941], 438.
- [3] MASON, W. P., Piezoelectric crystals and their application to ultrasonics. Van Nostrand, New York 1950.
- [4] PARTHASARATHY, S., Proc. Ind. Acad. Sci. **2 A** [1936], 497.
- [5] PARTHASARATHY, S., Proc. Ind. Acad. Sci. **3 A** [1936], 482.

ZUR GENAUIGKEIT VON NACHHALLZEITMESSUNGEN

In der Praxis der Nachhallzeitmessungen werden auch bei unveränderten Stellungen von Sender und Empfänger bei mehrfacher Durchführung der gleichen Messung voneinander abweichende Werte beobachtet. Die sich hieraus ergebende „Wiederholstreuung“ begrenzt die Gesamt-Meßgenauigkeit, sobald sie nicht gegenüber anderen Streuungen zu vernachlässigen ist. Hierbei ist z. B. an die bei Veränderung der Empfängerstellung auftretende Streuung gedacht. Es besteht also ein Bedürfnis, die Wiederholstreuung auf eine tragbare Größe herunterzudrücken.

Durch experimentelle Untersuchungen konnte gezeigt werden, daß die „ortsunabhängigen“ Streuungen in erster Linie auf unterschiedliche Raumanregung, bedingt durch Inkonzanz der Ton- oder Geräuschgeneratoren, zurückzuführen sind; daneben spielen auch Mängel der Aufzeichnungsgeräte (Dämpfungsschreiber) und subjektive Einflüsse bei der Auswertung der Pegelaufzeichnungen eine Rolle. Die vielerorts angewendete Aufzeichnung und Wiedergabe des Prüfschalles über 6,5 mm Magnettonband und handelsübliche Geräte ge-

nügt nicht und führt unter Umständen sogar zu einer Verschlechterung gegenüber der Anregung direkt aus dem Generator. Die beste Reproduzierbarkeit des Abklingvorganges ergab sich bei Aufzeichnung der Rauschbänder auf perforiertem Film nach dem Lichtton- oder Magnettonverfahren, wenn bei der Wiedergabe die Filmgeschwindigkeit durch genaue Regelung der Netzfrequenz sehr gut konstant gehalten wurde. Es gelang so, z. B. im Band 300 bis 600 Hz die relativen Streuungen der im Hallraum gemessenen Nachhallzeiten von 2,5 bis 5,5% bei Anregung direkt aus dem Rauschgenerator auf 0,8 bis 1,0% bei Anregung über Lichttongerät herunterzudrücken, wenn gleichzeitig die subjektiven Streuungen durch Verwendung eines automatisch arbeitenden Nachhallzeit-Meßgerätes ausgeschaltet waren.

(Eingegangen am 21. Okt. 1957.)

D. BRODHUN und G. ODIN,
Heinrich-Hertz-Institut der Deutschen
Akademie der Wissenschaften zu Berlin,
Berlin-Adlershof.